



TU Clausthal

Entwicklung eines Messsystems zur Lebensdauerabschätzung von Prothesensystemkomponenten

André Müller

Entwicklung eines Messsystems zur Lebensdauerabschätzung von Prothesensystemkomponenten

Dissertation

zur Erlangung des Doktorgrades
der Ingenieurwissenschaften

vorgelegt von

André Müller

aus Duderstadt

genehmigt von

der Fakultät für Mathematik/Informatik und Maschinenbau
der Technischen Universität Clausthal

Tag der mündlichen Prüfung 14.12.2017

Dekan:

Betreuer:

Gutachter:

Gutachter:

Professor Dr.-Ing. Volker Wesling

Professor Dr.-Ing. Alfons Esderts

Professor Dr.-Ing. Marc Kraft

Professor Dr.-Ing. David Hochmann

Danksagung

Ich möchte mich bei allen Personen herzlich bedanken, die mich bei der Erstellung dieser Arbeit unterstützt haben. Sie entstand während meiner Tätigkeit als Entwicklungsingenieur bei der Otto Bock HealthCare GmbH in Kooperation mit dem Institut für Maschinelle Anlagentechnik und Betriebsfestigkeit der Technischen Universität Clausthal.

An erster Stelle möchte ich mich bei Herrn Professor Dr.-Ing. Alfons Esderts für die Übernahme der Betreuung dieser Arbeit bedanken. Ohne seine Unterstützung wäre mein Vorhaben nicht realisierbar gewesen. An die intensiven und motivierenden Dialoge, von der Themenfindung bis hin zu tiefgreifenden Fachgesprächen, erinnere ich mich gerne zurück.

Herrn Professor Dr.-Ing. Marc Kraft und Herrn Professor Dr.-Ing. David Hochmann danke ich für die Übernahme der Gutachtertätigkeit.

Ein besonderer Dank gilt ebenfalls meinen Kollegen der Otto Bock HealthCare GmbH. Vorrangig erwähnen möchte ich die Herren Dr.-Ing. Lüder Mosler und Dip.-Ing. Martin Pusch, welche mir die Möglichkeit gaben diese Arbeit in Form einer Industriepromotion durchzuführen. Während der gesamten Zeit verfolgten sie mein Wirken stets mit großer Aufmerksamkeit und regem Interesse. Bedanken möchte ich mich an dieser Stelle auch bei Martin Hillmann und Dipl.-Ing. Olaf Kroll-Orywahl, welche mir während der Erstellungsphase zeitliche Freiräume schafften und mir in freundschaftlicher Weise bei Fragen jederzeit zur Seite standen. Meinen Dank möchte ich ebenfalls an das Prüffeld der Otto Bock HealthCare GmbH richten. Frau Dr.-Ing. Simone Oehler unterstützte mich mit weitreichenden Informationen zu „Mobilitätsuntersuchungen und Belastungsmessungen an Oberschenkelamputierten“ und begleitete die Themenformulierung dieser Arbeit von Beginn an. Auch möchte ich mich bei Dipl.-Ing. Frank Bertram bedanken, welcher bei unzähligen Messungen unterstützte und sich stets bemühte, Prüfkapazitäten für die Durchführung experimenteller Versuche sicherzustellen. Ebenfalls bedanken möchte ich mich bei der gesamten Elektronikentwicklung, insbesondere bei Dipl.-Ing. Erik Albrecht-Laatsch und Jörg Krukenberg, B.Sc., welche bei elektronischen Fragestellungen immer ein offenes Ohr für mich hatten. Auch Dipl.-Inf. Sven Faulhaber möchte ich für die Unterstützung bei der Softwareentwicklung danken. Die Entwicklungswerkstatt hat durch die Herstellung unterschiedlichster Prototypen ebenfalls einen Beitrag zu dieser Arbeit geleistet. Mein Dank richtet sich weiter an Mirko Hahnl, Markus Wüstefeld, Andreas Kulle und Christoph Nolte. Auch allen anderen Mitarbeitern der Otto Bock HealthCare GmbH, die ich hier nicht alle namentlich erwähnen kann, bin ich zu großem Dank verpflichtet.

Einen besonderen Dank möchte ich an meinen Kollegen Sebastian Betz, M.Sc. richten. Sebastian hat einen Großteil der durchgeführten Experimente begleitet und war stets ein Diskussionspartner für neue Erkenntnisse, die einen zeitweise fast zur Verzweiflung getrieben hätten. Sein Beistand, nicht nur fachlicher sondern auch moralischer Art, hat mich zum Weitermachen motiviert.

Meinem ehemaligen Kommilitonen und Freund Dr.-Ing. Michael Wächter sowie Dr.-Ing. Sven Kaltenborn möchte ich für das sorgfältige Korrekturlesen dieser Arbeit danken. Ihre Anmerkungen und Hinweise trugen maßgeblich zur Steigerung der Qualität dieser Arbeit bei.

Nicht zuletzt gilt ein großer Dank meinen Eltern Rosa-Maria und Winfried Müller, die mir diesen beruflichen Werdegang ermöglichten und mich in allen Lebenssituationen stets unterstützten.

Meinen mit Abstand größten Dank richte ich abschließend an meine Freundin Anna-Madeline Krause. Anna hat mich durch ihre Warmherzigkeit, ihre ständige Unterstützung und vor allem durch ihre Zuversicht sprichwörtlich dazu ermutigt, „nach den Sternen zu greifen“ und an meinen Zielen festzuhalten. Dafür bin ich ihr aus tiefem Herzen dankbar.

Kurzfassung

Prothesensystemkomponenten werden bei der täglichen Nutzung erheblichen Belastungen ausgesetzt. Trotz dessen werden diese so leicht und kompakt wie möglich konzipiert, weshalb die Strukturfestigkeit dieser Bauteile nur geringfügige Reserven aufweist. Des Weiteren weisen die Belastungskollektive unterschiedlicher Anwender eine große Streuung auf, sowohl in der Höhe der Belastung, als auch in der Anzahl der täglich umgesetzten Schritte. Eine Aussage über Belastungen, welche bei der Verwendung einer Prothese auftreten, ist daher unpräzise und nur mit hohem Risiko zu treffen. Somit ist es nicht möglich, Informationen über den strukturellen Zustand oder die Wiedereinsatzfähigkeit bereits benutzter Prothesenkomponenten zu ermitteln. Aufgrund der steigenden Nachfrage nach wiedereinsatzfähigen Produkten gewinnt dieser Umstand seitens der Kostenträger, insbesondere bei hochpreisigen Systemkomponenten, zunehmend an Relevanz.

Ein Messsystem, welches die schädigungsrelevanten Belastungen erfasst und auswertet, kann die Analyse der Restlebensdauer der Strukturbauteile ermöglichen. Die vorliegende Arbeit beinhaltet die Konzeption und Entwicklung eines derartigen Messsystems zur Lebensdauerabschätzung genutzter Komponenten von Prothesensystemen. Die Berechnung der Lebensdauer erfolgt mithilfe linearer und nichtlinearer Schadensakkumulationsmodelle nach dem Nennspannungskonzept. Weiterführende Ansätze, z.B. das KF- und IMAB-Verfahren, bedürfen zusätzlicher Informationen wie der Kollektivform, um eine genauere Lebensdauerabschätzung sicherzustellen. Der Einsatz dieser Verfahren in Verbindung mit Online Structural Health Monitoring Systemen ist fraglich, da diese Informationen vorab nicht immer zur Verfügung stehen. Im Verlauf der Arbeit wird aufgezeigt, wie eine kontinuierliche Berechnung der Schädigung auch ohne diese Informationen erfolgen kann. Des Weiteren wird ein Vergleich der Treffsicherheiten zwischen linearen und nichtlinearen Lebensdauermodellen im Abgleich mit dem KF- und IMAB-Verfahren durchgeführt. Auf diese Weise kann eine Aussage darüber getroffen werden, welches Verfahren mit dem Messsystem bevorzugt eingesetzt werden sollte.

Die energieeffiziente Erzeugung von Messsignalen bedarf des Einsatzes spezieller Sensoren. Aus diesem Grund werden in experimentellen Untersuchungen die materialbedingten Randeffekte piezokeramischer Sensoren analysiert und bewertet. Hierbei werden Effekte wie das Hystereseverhalten, die mechanische Depolarisation und Alterung sowie das Temperaturverhalten näher untersucht. Basierend auf den Versuchsergebnissen werden Lösungsvorschläge zur Kompensation derartiger Randeffekte bei der Messsignalerfassung erarbeitet.

Die mechanische Konstruktion und Dimensionierung des Messsystems erfordert Kenntnisse über die Höhe der auftretenden Belastungen während des Gangzyklus. Diese werden aus empirisch ermittelten Daten aus einer Studie von Mobilitätsuntersuchungen an Oberschenkelamputierten abgeleitet. Die Auswertung der Studie gibt einen Überblick über die Kraftvektoren, die Belastungskollektive sowie die Schrittzyklen pro Tag, welche bei der Verwendung einer Prothese auftreten.

Mithilfe der ermittelten Daten erfolgt die mechanische Konstruktion des Messsystems. Dieses wird in abschließenden Versuchen einer Beurteilung der Messgenauigkeit unterzogen.

Abstract

Prosthetic components are subjected to considerable stress during daily use. Regardless, light weight and compact size are important product features, therefore overdesign of structural strength margins should be minimized if possible. Additionally the resulting loading profiles of different prosthetic users show a wide variety in the stress amplitudes and daily steps taken. However in opposition, the stress amplitudes generated by individual users can only be estimated, which often then requires the use of high safety factors to compensate for the uncertainty. Because of the wide variety of individual loading profiles, it is not possible to declare the remaining lifetime of certain components in a reliable way. Therefore a reuse of these components is generally not an option, despite the increasing demand for reusable products from consumers and healthcare providers, especially for high priced components.

A measuring system which is able to detect and evaluate the stress amplitudes can help to monitor the fatigue damage and to calculate the remaining lifetime of the components. The present thesis includes the conception and development of such a measuring system for an improved remaining lifetime estimation of prosthetic components. The remaining lifetime can be calculated by using linear and nonlinear damage accumulation models according to the nominal stress concept. More sophisticated methods, like the KF- and IMAB-method, make use of additional information to create more accurate lifetime estimations. This additional information can, for example, be loading profiles from individual prosthetic users. In combination with Online Structural Health Monitoring Systems, the use of these more sophisticated methods seems suspect, because the needed information is not generally available in advance. The thesis describes how a continuous damage calculation can occur, advantageously without having advance knowledge of the individual loading profiles. Furthermore this thesis includes a comparison of the lifetime estimation accuracy of linear and nonlinear methods, as well as comparisons with the KF- and IMAB-methods. Based on these results a statement can be made regarding which method should be preferred in combination with the Online Structural Health Monitoring System.

Special sensors are required for an energy-efficient generation of measuring signals. For this reason sensor based side effects of piezoceramic sensors are analyzed in different experiments. Effects such as measuring signal hysteresis, mechanical depolarization, ageing and temperature behavior are examined in more detail. By making use of the experimental data, solutions for the compensation of detected measuring process side effects are proposed.

The design of the measuring system requires knowledge about the stress amplitudes during the gait cycle. These are derived from empirically determined data from a study of mobility analysis of transfemoral amputees. The study gives an overview of the load vectors, the loading profiles and the daily step count during prosthetic use.

Based on the researched data the design of the measuring system can be realized. The measuring system gets analyzed in final experiments, allowing a statement regarding the measuring accuracy of the system.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	IV
Symbolverzeichnis	V
1 Motivation und Zielsetzung	1
2 Grundlagen	4
2.1 Betriebsfestigkeit: Modelle der rechnerischen Lebensdauerabschätzung für schwingend beanspruchte Bauteile.....	4
2.1.1 Schwingende Beanspruchung.....	4
2.1.2 Festigkeit unter schwingender Beanspruchung	5
2.1.3 Konzepte der rechnerischen Lebensdauerabschätzung	7
2.1.4 Klassierung von Beanspruchungs-Zeit-Funktionen zur Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept.....	8
2.1.5 Lineare Schadensakkumulationshypothesen	10
2.1.6 Nichtlineare Schadensakkumulationshypothesen.....	16
2.1.7 Treffsicherheitsbetrachtungen linearer und nichtlinearer Schadensakkumulationshypothesen	20
2.1.8 Anpassung der rechnerisch ermittelten Lebensdauer an empirische Versuchsergebnisse.....	24
2.2 Prothetik	28
2.2.1 Raumebenen und Lagebezeichnungen	28
2.2.2 Physiologischer Gang	30
2.2.3 Beinprothesen	32
2.2.4 Systeme zur Belastungsmessung in der Beinprothese.....	33
2.2.5 Systeme zur Schadensanalyse in der Beinprothese	34
2.2.6 Strukturfestigkeitsprüfung ISO 10328.....	35
2.3 Sensorik: Piezoelektrische Bauelemente	41
2.3.1 Piezoelektrischer Effekt und Domänenvorgänge	41
2.3.2 Ferroelektrisches und ferroelastisches Hystereseverhalten	43
2.3.3 Mathematische Zustandsgleichungen	45
3 Lineare und nichtlineare Lebensdauerabschätzung im Rahmen des Online-SHM.....	50
3.1 Erweiterung des Funktionsumfangs des KF- und IMAB-Verfahrens für den Anwendungsbereich des Online-SHM	50
3.2 Vergleichsbetrachtung der Lebensdauerabschätzung zwischen linearen und nichtlinearen Schadensakkumulationshypothesen	54
3.3 Fazit	63

4	Auswertung der Messdaten zu Mobilitätsuntersuchungen an Oberschenkelamputierten.....	65
4.1	Probandenabhängige Vektorstellung und gemittelter Kraftvektor	66
4.2	Gewichtskorrelation zwischen auftretenden Kräften und Momenten.....	69
4.3	Häufigkeit, Arten und Größe der auftretenden Momente	74
4.4	Momente größer als dynamische Prüfmomente der ISO 10328	78
4.5	Referenzkollektive zur Gewichts- und Mobilitätsabhängigkeit.....	82
4.6	Ableiten von Prüfkollektiven sowie Berechnungskollektiven für das KF- und IMAB-Verfahren.....	86
4.7	Fazit.....	88
5	Experimentelle Untersuchungen an piezokeramischen Sensoren.....	89
5.1	Messverfahren und Messaufbau.....	90
5.1.1	Elektronischer Messaufbau	91
5.1.2	Mechanischer Messaufbau	95
5.2	Ladungsgenerierung.....	97
5.3	Streuung der generierten Ladung	101
5.4	Hystereseverhalten bei direktem piezoelektrischen Effekt	102
5.5	Einfluss der Belastungsfrequenz auf die Reproduzierbarkeit der erzeugten Ladung	112
5.6	Temperaturverhalten der piezoelektrischen Ladungskonstante	113
5.7	Einfluss mechanisch-schwingender Druckbelastungen auf die remanente Polarisation	116
5.8	Stabilisierung des Abfalls der remanenten Polarisation durch mechanische Voralterung	119
5.9	Kriechverhalten und Verlust der mechanischen Vorspannung.....	126
5.10	Fazit.....	128
6	Analytische Betrachtung der Einbauposition des Messadapters	129
6.1	Bewertung von Zwischenstrukturen	130
6.2	Bewertung von Fußstrukturen.....	130
6.3	Bewertung von Kniegelenksstrukturen.....	134
7	Mechanische Konstruktion des Messadapters	137
7.1	Konstruktive Umsetzung und Modifikationen des Messadapters.....	138
7.1.1	Ergebnisse FE-Analyse und konstruktive Änderungen	139
7.1.2	Sensorausrichtung, Sensoranzahl und Normalkrafteinfluss.....	145
7.1.3	Kraft-Momenten-Verhältnis des Messadapters.....	147
7.2	Fazit.....	152

8	Experimentelle Überprüfung des Messadapters	154
8.1	Mechanischer Messaufbau	154
8.2	Hystereseverhalten	155
8.3	Einflüsse des Kraftnebenschlusses	157
	8.3.1 Einfluss der Normalkraft	157
	8.3.2 Einfluss des Kraftangriffswinkels.....	158
	8.3.3 Einfluss der Vorspannung.....	161
8.4	Temperaturverhalten.....	162
8.5	Einfluss mechanisch-schwingender Druckbelastungen auf die remanente Polarisation	165
8.6	Kalibrierung.....	170
8.7	Fazit	172
9	Messelektronik für den mobilen Einsatz.....	174
9.1	Hardware	174
9.2	Software.....	176
10	Korrelation zwischen Beanspruchung und Festigkeit	178
10.1	Ermittlung der Beanspruchung.....	178
10.2	Ermittlung der Bauteilfestigkeit	179
	10.2.1 Ansatz 1: Experimentell ermittelte Bauteilwöhlerlinien	180
	10.2.2 Ansatz 2: ISO-Verfahren	181
10.3	Anwendung von Schadensakkumulationshypothesen.....	188
11	Abschließende Messungen	194
11.1	Fußprüfstand nach ISO 22675	194
11.2	Kollektivvergleich von MOBIS 2 und MOBIS 4.....	196
12	Zusammenfassung und Ausblick	202
	Anhang.....	205
	Literaturverzeichnis	256

Abkürzungsverzeichnis

AP	Anterior-posterior
BINK	Beanspruchungsindikator (Eigenname)
BZF	Beanspruchungs-Zeit-Funktion
DMS	Dehnungsmessstreifen
ESD	Electrostatic discharge
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
ID	Identifikation
IMAB	Institut für Maschinelle Anlagentechnik und Betriebsfestigkeit
KF	Kollektivform
LV	Lebensdauervielfaches
LW	Lastwechsel/Lastzyklus
ML	Medial-lateral
MOBIS	Mobility System
OBHC	Otto Bock HealthCare GmbH
P/PBG	Prüfbelastungsgrad
PLB	Prüflastbedingung
PZT	Blei-Zirkonat-Titanat
SD	Secure Digital
SHM	Structural Health Monitoring
SW	Standardabweichung
TSV	Transient voltage supressor

Symbolverzeichnis

Symbol	Bezeichnung	Einheit
A	Fläche	m^2
A_e	effektiver Mittelpunkt Knöchelgelenk	-
A_p	Fläche je Piezoelement	mm^2
C_m	Kapazität Messkopf	F
C_q	Kapazität Piezoelement	F
d	Durchmesser Piezoelement	mm
d_2	Flankendurchmesser Schraube	mm
$d_{i,\alpha}$	piezoelektrische Ladungskonstante (Aktorbetrieb)	$\frac{mm}{V}$
$d_{i,\beta}$	piezoelektrische Ladungskonstante (Sensorbetrieb)	$\frac{C}{N}$
D	Schädigung	-
D_3	bleibende Verformung (Mindestfestigkeit)	mm
D_4	bleibende Verformung (Ermüdungsfestigkeit)	mm
D_{eff}	effektive Schadenssumme (experimentell bestimmt)	-
$D_{eff,IMAB}$	effektive Schadenssumme nach dem IMAB-Verfahren	-
$D_{eff,IMAB,dyn}$	effektive Schadenssumme nach dem dynamischen IMAB-Verfahren	-
$D_{eff,KF}$	effektive Schadenssumme nach dem KF-Verfahren	-
$D_{eff,KF,dyn}$	effektive Schadenssumme nach dem dynamischen KF-Verfahren	-
D_{ges}	theoretische/rechnerische Gesamtschadenssumme	-
$D_{ges,IMAB}$	Gesamtschadenssumme nach dem IMAB-Verfahren	-
$D_{ges,IMAB,dyn}$	Gesamtschadenssumme nach dem dynamischen IMAB-Verfahren	-
$D_{ges,KF}$	Gesamtschadenssumme nach dem KF-Verfahren	-
$D_{ges,KF,dyn}$	Gesamtschadenssumme nach dem dynamischen KF-Verfahren	-
D_i	Teilschadenssumme	-
D_l	elektrische Flussdichte	$\frac{C}{m^2}$
D_m	mittlere Schadenssumme (experimentell bestimmt)	-
$D_{m,vir}$	virtuelle-mittlere Schadenssumme (rechnerisch bestimmt)	-
D_{vir}	virtuelle-effektive Schadenssumme (rechnerisch bestimmt)	-
E_c	Koerzitivfeldstärke	$\frac{V}{m}$
E_l	elektrische Feldstärke	$\frac{V}{m}$
f	Frequenz	Hz
f_{ab}	Mathematische Funktion für absteigenden Hysteresest	-
f_{auf}	Mathematische Funktion für aufsteigenden Hysteresest	-

f_g	Grenzfrequenz/maximale Signalfrequenz	Hz
f_i	Mathematische Funktion Hysteresenäste gestaucht mit fak_x und fak_y	-
f_{out}	Funktion für Hysteresenäste gestaucht und unter Vorspannkraft F_0	N
f_{smp}	Samplefrequenz	Hz
fak_x	Stauchungsfaktor in X-Richtung	-
fak_y	Stauchungsfaktor in Y-Richtung	-
F	Kraft	N
F_0	Vorspannkraft	N
F_a	Kraftamplitude	N
F_{Ast}	Kraft je Hysteresenäste	N
F_B	Normalkraft durch Biegung	N
F_{ca}	Amplitude der pulsierenden Prüfkraft	N
F_{cmax}	maximale Prüfkraft	N
F_{cmean}	mittlere Prüfkraft	N
F_{cmin}	minimale Prüfkraft	N
F_{cr}	Bereich der pulsierenden Prüfkraft	N
F_{fin}	Abschlussprüfkraft	N
F_{ges}	Gesamtkraft berechnet aus Ladung	N
F_m	Mittelkraft	N
F_N	Normalkraft je PBG und PLB	N
F_{out}	Kraft unter Berücksichtigung der Vorspannkraft F_0	N
F_Q	Querkraft	N
F_{sp}	Mindestprüfkraft	N
$F_{su,upper,level}$	statische Grenzprüfkraft, oberes Level	N
$F_{su,lower,level}$	statische Grenzprüfkraft, unteres Level	N
F_V	Vorspannkraft Schraube	N
$g_{i,\alpha}$	piezoelektrische Spannungskonstante (Aktorbetrieb)	$\frac{mm}{C}$ $\frac{m^2}{m^2}$
$g_{i,\beta}$	piezoelektrische Spannungskonstante (Sensorbetrieb)	$\frac{Vm}{N}$
h	Höhe Piezoelement/Plattenabstand Kondensator	mm
h_i	Stufenhäufigkeit	LW
H	Summenhäufigkeit	LW
H_0	Kollektivumfang	LW
i	Laufvariable	-
I	Strom	A
k	Neigungsexponent Wöhlerlinie	-
k_A	Aktivitätsfaktor	-
k_{Ae}	gewichtsabh. Momentendiff. zwischen K_e und A_e nach ISO 10328	-
k_G	Gewichtsfaktor	-

K_0	Korrektur-Multiplikator für IMAB-Verfahren	-
K_e	effektiver Mittelpunkt Kniegelenk	-
K_{IMAB}	Korrektorexponent nach IMAB-Verfahren	-
K_{KF}	Korrektorexponent nach KF-Verfahren	-
K_t	Formzahl	-
l_p	Abstand Piezo von u-Achse	mm
L	Länge	mm
L_{BT}	Abstand oberer zu unterer Kraftangriffspunkt	mm
LV	Lebensdauervielfaches	-
LV_{grenz}	Grenzwert des Lebensdauervielfachen nach dem IMAB-Verfahren	-
LV_{dyn}	Lebensdauervielfaches nach dem dyn. KF- und IMAB Verfahren	-
LW	Lastwechsel	-
m	Neigung Rissfortschrittswöhlerlinie	-
M	Moment/Ebenenmoment/Summenmoment	Nm
M_A	Montageanzugsmoment	Nm
M_{Af}	Knöchelmoment in Frontalebene	Nm
M_{Ao}	Knöchelmoment in Sagittalebene	Nm
M_B	Biegemoment	Nm
M_{cmax}	Summenmoment unter F_{cmax}	Nm
M_f	Frontalmoment	Nm
M_{Gew}	Gewindemoment	Nm
M_i	Moment bezogen auf Stufenhäufigkeit	Nm
M_{Kf}	Kniemoment in Frontalebene	Nm
M_{Ko}	Kniemoment in Sagittalebene	Nm
M_o	Sagittalmoment	Nm
M_S	Summenmoment	Nm
$M_{S,\text{Ferse}}$	Summenmoment Fersenauftritt	Nm
$M_{S,\text{Vorfuß}}$	Summenmoment Vorfußauftritt	Nm
$M_{\text{su,lower,level}}$	Moment unter statischer Grenzfestigkeit, unteres Level	Nm
M_T	Torsionsmoment	Nm
n_p	Anzahl Piezoelemente	-
N	Schwingspielzahl	LW
$N(D)$	Schwingspielzahl (für vorgeschädigtes Bauteil)	LW
$N_{90\%}$	Schwingspielzahl des 90%-Quantils	LW
$N_{50\%}$	Mittelwert der Schwingspielzahlen von Versuchsergebnissen	LW
$N_{10\%}$	Schwingspielzahl des 10%-Quantils	LW
N_B	Bruchschwingspielzahl für Rechteckkollektiv	LW
\hat{N}_B	Bruchschwingspielzahl, Rechteckkollektiv für max. Kollektivwert	LW
N_D	Ecklastschwingspielzahl	LW

$N_D(D)$	Ecklastschwingspielzahl (für vorgeschädigtes Bauteil)	LW
N_{exper}	experimentell ermittelte ertragbare Schwingspielzahl	LW
N_{fiktiv}	vergrößerte fiktive Schwingspielzahl	LW
N_{rechn}	rechnerisch ermittelte ertragbare Schwingspielzahl	LW
p	Druck	MPa
p_S	empirischer Parameter nach Manson für Schädigungsexponent	-
P	Gewindesteigung	-
P_A	Bezugspunkt Knöchelbelastung	-
P_B	unterer Kraftangriffspunkt	-
P_J	Schadensparameter nach Vormwald	-
P_K	Bezugspunkt Kniebelastung	-
P_l	Polarisation	%
P_r	remanente Polarisation	%
P_{SWT}	Schadensparameter nach Smith, Watson und Topper	-
P_T	oberer Kraftangriffspunkt	-
q	Schädigungsparameter	-
Q	Ladungsmenge	C
Q_0	anfängliche Ladungsmenge	C
Q_{ges}	akkumulierte Ladungsmenge (Gesamtladung)	C
Q_{kal}	Ladung zu kalibrierendes Piezoelement	C
Q_{ref}	Ladung Referenz-Piezoelement	C
Q_g	Wärme	J
R	Spannungsverhältnis	-
$R_{1,2}$	Widerstände für Spannungsteiler des Operationsverstärkers	Ω
R^2	Bestimmtheitsmaß	-
R_e	Widerstand	Ω
R_g	Widerstand für Verstärkungsfaktor des Instrumentationsverstärkers	Ω
R_m	Widerstand Messkopf/Messwiderstand/Shuntwiderstand	Ω
R_q	Widerstand Piezoelement	Ω
s	Standardabweichung nicht logarithmierter Werte	-
s_{\log}	Standardabweichung logarithmierter Werte	-
$s_{\alpha,\beta}$	Steifigkeitskonstante	$\frac{\text{mm}}{\text{MPa}}$
S	Entropie	$\frac{\text{J}}{\text{K}}$
t	Zeit	s
T	Temperatur	K
T	Streuspanne	-
T_D	Streuspanne der mittleren Schadenssumme	-
T_q	Zeitkonstante	s

Symbolverzeichnis

U_q	elektrische Spannung über Kapazität von Piezoelement	V
U_V	Versorgungsspannung Messelektronik	V
W	Arbeit	J
W_a	axiales Widerstandsmoment	mm ³
W_{el}	elektrische Arbeit	J
W_m	mechanische Arbeit	J
W_p	polares Widerstandsmoment	mm ³
x_d	Korrekturfaktor der mechanischen Degradation	%
x_q	Kalibrierungsfaktor Sensor	-
α	Laufvariable	-
β	Laufvariable	-
$\beta_{i,j}$	Impermittivität	$\frac{V_m}{C}$
γ	Kriechfaktor	-
ε	Dehnung	-
ε_0	elektrische Feldkonstante/Permittivität des Vakuums	$\frac{F}{m}$
$\varepsilon_{i,j}$	Permittivität	$\frac{F}{m}$
ε_r	relative Permittivität	-
ε_{re}	remanente Dehnung	-
ζ	inkrementeller Winkel	°
ϑ	Temperatur	°C
μ_G	Reibungskoeffizient Gewinde	-
ν	Formparameter (Kollektiv)	-
σ	Spannung	MPa
σ_a	Spannungsamplitude	MPa
$\hat{\sigma}_a$	Spannungsamplitude bei Kollektivhöchstwert	MPa
σ_{aD}	Spannungsamplitude der Bauteildauerfestigkeit	MPa
$\sigma_{aD(D)}$	Spannungsampl. der Bauteildauerfestigkeit (für vorgesch. Bauteil)	MPa
σ_{ai}	Spannungsamplitude bezogen auf Stufenhäufigkeit	MPa
σ_b	Biegespannung	MPa
σ_{cmax}	Spannung unter Prüfkraft F_{cmax}	MPa
σ_m	Mittelspannung	MPa
σ_o	Oberspannung	MPa
σ_u	Unterspannung	MPa
σ_x	Hauptnormalspannung in X-Achsenrichtung	MPa
σ_y	Hauptnormalspannung in Y-Achsenrichtung	MPa
σ_z	Hauptnormalspannung in Z-Achsenrichtung	MPa
$\sigma_{Z,D}$	Spannung durch Zug/Druckkraft	MPa
τ_t	Schubspannung durch Torsion	MPa

τ_Q	Schubspannung durch Querkraft	MPa
τ_{xy}	Schubspannung in X-Y Ebene	MPa
τ_{yz}	Schubspannung in Y-Z Ebene	MPa
τ_{zx}	Schubspannung in Z-X Ebene	MPa
φ	spezifischer Widerstand	Ω
ϕ	Kraftwinkel zwischen zwei maximal belasteten Sensoren	$^\circ$
χ_i	Schädigungs- bzw. Werkstoffexponent	-
ψ	resultierender Kraftangriffswinkel	$^\circ$
ω	Kreisfrequenz	Hz

1 Motivation und Zielsetzung

Bei der Verwendung einer Prothese treten mechanische Belastungen wie Kräfte und Momente auf. Diese Belastungen können in Abhängigkeit der physischen Kondition des Benutzers deutlich variieren. Sowohl die Häufigkeit der Belastungszyklen als auch die Höhe der Belastungen streuen stark. Die Belastungen rufen in Strukturbauteilen lokale Spannungen und Dehnungen, die sogenannten Beanspruchungen, hervor. Bei einem Großteil prothetischer Versorgungen wird keine Sensorik im Prothesenaufbau verbaut, sodass keine Rückschlüsse auf Belastungen getroffen werden können. Insbesondere für den Wiedereinsatz prothetischer Komponenten ist es relevant, nach einer definierten Nutzungsdauer Informationen über den Ermüdungszustand der prothetischen Struktur zu erhalten. Durch den Einsatz eines Messsystems, welches Belastungen in Echtzeit detektiert und auswertet, kann die Schädigung von Bauteilen frühzeitig erkannt und dem Benutzer eine Rückmeldung über den Zustand der Prothese gegeben werden.

Im Rahmen dieser Forschungsarbeit soll das Konzept eines energieeffizienten Langzeit-Messsystems erarbeitet werden. Das Messsystem wird als ein modularer Messadapter realisiert, welcher das Erfassen der auftretenden Momente während des Gangzyklus ermöglicht, um diese hinsichtlich der resultierenden Bauteilschädigung in der Prothese auszuwerten. Abb. 1 zeigt eine Darstellung der unterschiedlichen Themenfelder dieser Arbeit.

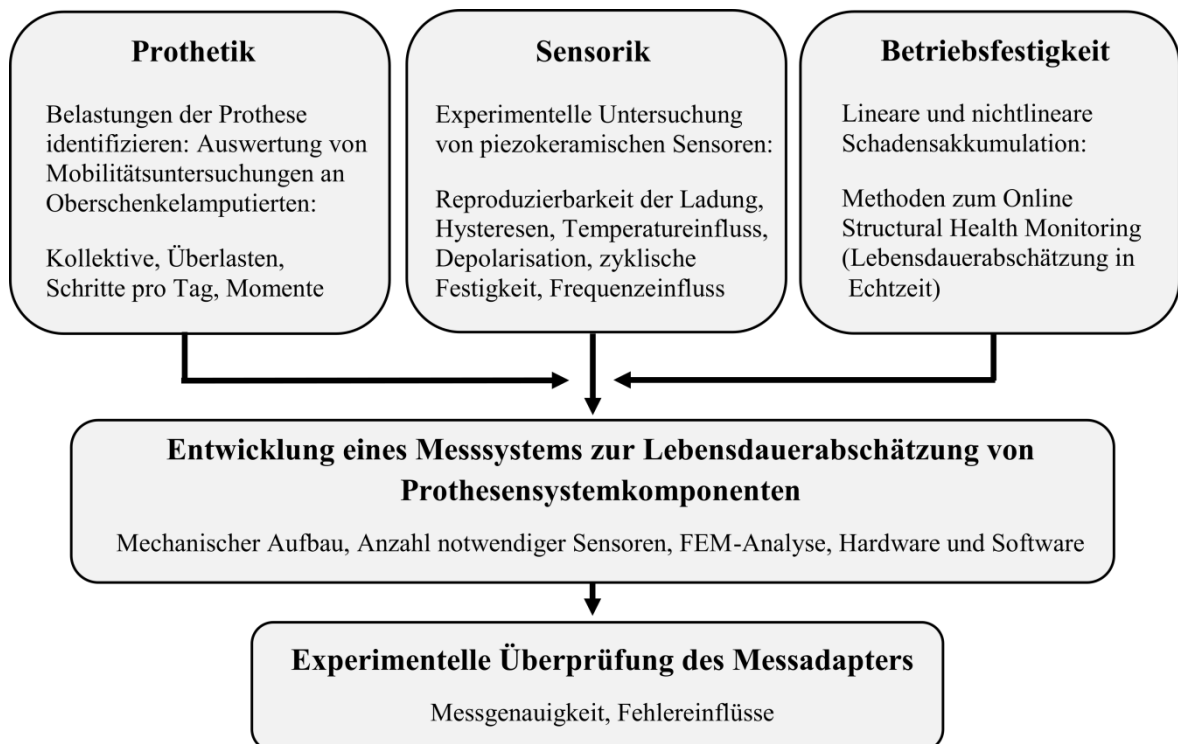


Abb. 1: Themenfelder der Arbeit

Als Grundlage für die Entwicklung eines solchen Messsystems müssen vorerst die Themenfelder Prothetik, Sensorik und Betriebsfestigkeit näher betrachtet werden. Da diese

Themenfelder wenig inhaltliche Überschneidungen aufweisen, werden diese zunächst unabhängig voneinander behandelt.

Es ist von entscheidender Bedeutung, zu wissen, welche Belastungen während des täglichen Gebrauchs auf die Prothese wirken. Das Themenfeld Prothetik beschäftigt sich mit einer derartigen Fragestellung. Zur Definition von Prüfkriterien, sowohl die Sensoren als auch den Messadapter betreffend, wird eine Analyse von empirisch ermittelten Daten durchgeführt. Die zugrundeliegenden Messdaten wurden von Oehler [Oeh 16] im Rahmen von Mobilitätsuntersuchungen an Oberschenkelamputierten aufgezeichnet und werden in dieser Arbeit auf Grundlage zuvor definierter Kriterien ausgewertet. So können daraus Prüfkollektive für den Messadapter und die Sensorelemente abgeleitet werden. Derartige realitätsnahe Prüfkollektive können ebenfalls zur Optimierung von Strukturfestigkeitsprüfungen im Bereich der Prothetik eingesetzt werden.

Die Sensorik eines Messadapters zur Lebensdauerabschätzung muss energieeffizient über mehrere Jahre arbeiten und aufgrund der vielseitigen Einsetzbarkeit kostengünstig herzustellen sein. In dem Themenfeld Sensorik werden ausschließlich piezoelektrische Bauelemente untersucht. Einer der Gründe dafür ist, dass derartige Sensoren den Vorteil einer autarken Funktionsweise bieten und daher keine aktive Energieversorgung zur Generierung von Sensorsignalen benötigen. Energiesparende Langzeitmessungen, wie sie für den permanenten Einsatz eines in den Prothesenaufbau integrierten Messadapters erforderlich sind, sind mit dieser Art von Sensorik sehr gut zu realisieren. Piezoelektrische Bauelemente können aufgrund ihrer Materialeigenschaften als mechanisch-elektrische Wandler eingesetzt und somit gleichfalls als Sensoren und Aktoren verwendet werden. Die sensorische Anwendung steht in dieser Arbeit im Vordergrund.

Piezoelektrische Bauelemente lassen sich in Einkristalle, z.B. Quarze und polykristalline Ferroelektrika, auf Basis keramischer Werkstoffe unterteilen [Bal 09]. Ein wichtiges Unterscheidungsmerkmal dieser Materialien sind die mechanisch-elektrischen Kopplungseffekte, welche eine unterschiedlich starke Ausprägung aufweisen. Quarzhaltige Bauelemente zeigen geringe Kopplungseffekte, weshalb das ausgegebene Sensorsignal im Verhältnis zur mechanischen Anregung gering ausfällt. Folglich resultieren bei diesen Materialien deutlich höhere Anforderungen an die elektronischen Komponenten zur Messwertaufnahme. Vorteilhaft stellen sich die Randeffekte quarzhaltiger Bauelemente wie z.B. das Hystereseverhalten, der Temperaturgang oder die Alterung dar, weshalb diese als Sensorelemente industriell genutzt werden. Piezoelektrische Bauelemente auf Basis keramischer Werkstoffe zeichnen sich hingegen durch große Kopplungseffekte ($> \text{Faktor } 1000$) aus, weshalb die Anforderungen an die elektronischen Komponenten im Vergleich zu quarzhaltigen Bauelementen geringer ausfallen [Ste 13]. Diese polykristallinen Werkstoffe auf Basis eines keramischen Pulvers werden in der Regel durch Sintern hergestellt, weshalb die Materialpolarisation künstlich und durch Anlegen eines elektrischen Feldes erzeugt werden muss. Nachteilig daran ist, dass die zuvor beschriebenen Randeffekte bei diesen Materialien deutlich stärker ausgeprägt sind. Derartige Sensorelemente eignen sich nicht unmittelbar zur absoluten Messung von Kräften oder Momenten [Bal 09]. Aus diesem Grund werden piezokeramische Werkstoffe häufig als Aktoren, nicht aber als Sensoren eingesetzt, weshalb nur wenige Informationen zur Verwendbarkeit als Sensoren vorliegen. Den derzeitigen Wissensstand bei der Verwendung piezokeramischer Sensoren zu erhöhen, ist ebenfalls eine Zielsetzung dieser Arbeit. Des Weiteren lassen sich piezokeramische

Sensorelemente kostengünstig sowie in geometrisch beliebigen Formen herstellen, was einen weiteren Grund darstellt, warum diese Art von Sensoren als Untersuchungsgrundlage herangezogen werden. Die materialbedingten Randeffekte werden im Folgenden experimentell untersucht und Algorithmen zur Kompensation derselben erarbeitet. Die Algorithmen werden auf Grundlage experimenteller Untersuchungen analysiert und hinsichtlich der sich ergebenden Messgenauigkeit bewertet.

Die im Messadapter erfassten Sensorsignale müssen einer weiteren Datenverarbeitung unterzogen werden, um die resultierende Strukturschädigung rechnerisch bestimmen zu können. Das Themenfeld der Betriebsfestigkeit liefert die rechnerische Grundlage für diese Lebensdauerabschätzung und stellt somit die Verknüpfung von Beanspruchung und Festigkeit her. In der Literatur werden unterschiedliche Konzepte der rechnerischen Lebensdauerabschätzung beschrieben. In dieser Arbeit wird der Schwerpunkt auf lineare und nichtlineare Schadensakkumulationshypothesen auf Grundlage des Nennspannungskonzepts gelegt. Grundsätzlich zeigen sich zwischen der rechnerischen Lebensdauer und der experimentell bestimmten Lebensdauer starke Abweichungen, welche zu Fehleinschätzungen bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung eines Bauteils führen können. In der Praxis wendet man sogenannte effektive Schadenssummen als Korrekturfaktor an, um diese Abweichungen zu korrigieren. Neue Verfahren berücksichtigen zur Bestimmung der effektiven Schadenssumme zusätzliche Parameter wie die Kollektivform, was zu geringeren Streuungen und verbesserten Treffsicherheiten führt. Zur Bewertung von linearen und nichtlinearen Hypothesen, sowie deren Korrekturfaktoren, werden Einheitskollektive gebildet und ein analytisch-rechnerischer Vergleich mit einer experimentellen Datenbasis hergestellt. Außerdem wird ein besonderer Fokus auf die Anwendbarkeit der Verfahren hinsichtlich des Online Structural Health Monitoring (Echtzeit-Lebensdauerabschätzung) gelegt. Abschließend erfolgt eine Beurteilung der favorisierten Schadensakkumulationshypothesen, welche zusammen mit dem konzipierten Messadapter angewendet werden sollen.

2 Grundlagen

Die Schwerpunkte dieser Arbeit liegen auf der experimentellen Bewertung piezokeramischer Sensoren, deren Einsatz im Bereich der Prothetik und der Verknüpfung mit Modellen zur Lebensdauerabschätzung schwingend belasteter Strukturbauteile. Um diese thematischen Schwerpunkte in einen Gesamtzusammenhang einzuordnen, werden vorab einige notwendige Grundlagen vermittelt.

2.1 Betriebsfestigkeit: Modelle der rechnerischen Lebensdauerabschätzung für schwingend beanspruchte Bauteile

Bauteile werden unter realen Betriebsbedingungen und einer Vielzahl von Anwendungen unregelmäßig verteilten Belastungsverläufen ausgesetzt, wobei die Mittellasten zufällig oder konstant sein können. Wenn die Belastungen ausreichend gering ausfallen, können sie von Werkstoffen bzw. Bauteilen beliebig oft und ohne mechanisches Versagen ertragen werden. In experimentellen Versuchen kann dieser Grenzwert der mechanischen Belastung, die sogenannte Dauerschwingfestigkeit eines Bauteils, ermittelt werden. In der Mehrzahl von Anwendungsgebieten, insbesondere im Leichtbau, treten Beanspruchungen auf, welche die ermittelte Dauerschwingfestigkeit des Bauteils übersteigen. Daraus resultiert eine lastabhängige Schädigung und folglich eine endliche Lebensdauer des Bauteils [Dub 07] [Hai 06].

2.1.1 Schwingende Beanspruchung

Eine schwingende Beanspruchung beschreibt eine periodisch oder aperiodisch wiederkehrende Schwingungsform. Diese ist durch konstante oder veränderliche Mittelspannungen σ_m sowie Spannungsamplituden σ_a gekennzeichnet. Die Spannungsamplitude σ_a wird durch die Oberspannung σ_o , die Unterspannung σ_u und die Mittelspannung σ_m definiert [Rad 03].

$$\sigma_a = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{2} \quad (2-1)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2} \quad (2-2)$$

Abb. 2 zeigt den Verlauf von drei Schwingenspielen und deren charakteristische Größen.

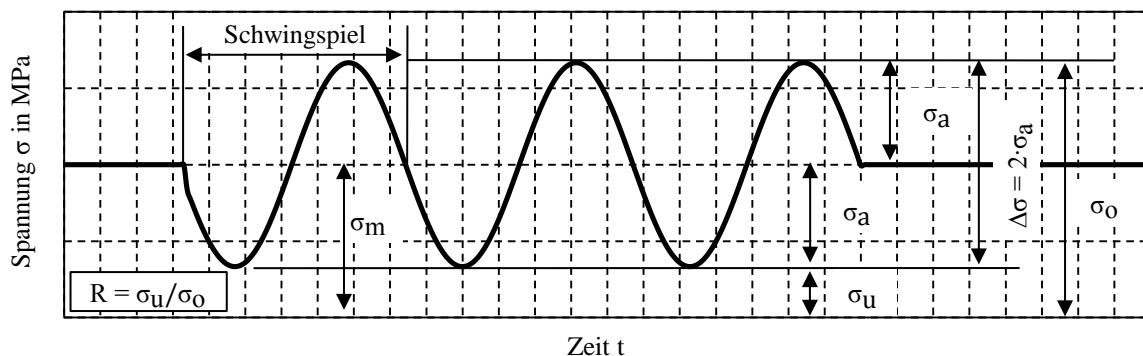


Abb. 2: Charakterisierung einer schwingenden Beanspruchung, mod. nach [Rad 03]

Eine weitere beschreibende Größe der schwingenden Beanspruchung ist das Spannungsverhältnis R , welches sich aus der Ober- und Unterspannung berechnen lässt [Rad 03].

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad (2-3)$$

Das Spannungsverhältnis R beschreibt die Lage der Mittelspannung und definiert somit, ob eine schwellende oder wechselnde Belastung im Zug- oder im Druckbereich vorliegt (vgl. Abb. 3).

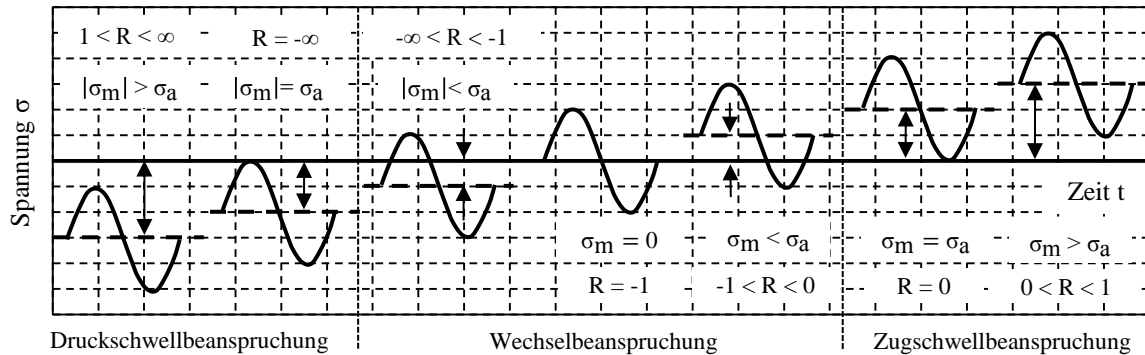


Abb. 3: Beanspruchungsbereiche, beschrieben durch das Spannungsverhältnis R [Rad 03]

2.1.2 Festigkeit unter schwingender Beanspruchung

Die experimentelle Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit von Werkstoffen und Bauteilen geht auf August Wöhler zurück und wird in dem nach ihm benannten Wöhlerversuch ermittelt [Rad 07]. Der Versuch beschreibt ein Verfahren, bei dem mehrere Prüfkörper mit gleichbleibenden und meist sinusförmigen Schwingspielen konstanter Mittelspannung und Amplitude beansprucht werden. Das Ergebnis des Versuchs ist die beim Eintreten des Schwingbruchs bzw. Schwinganrisses ertragene Schwingspielzahl N der geprüften Körper. Zur Bestimmung der ertragbaren Schwingspielzahl N in Abhängigkeit der Beanspruchung wird die Prüfung der Proben auf unterschiedlichen Beanspruchungshöhen, auch Lasthorizonte genannt, durchgeführt [Rad 03] [Hai 06]. Durch dieses Vorgehen kann die Neigung der Wöhlerlinie bestimmt werden, wobei in der Praxis z.B. das Horizontenverfahren sowie das Perlschnurverfahren zum Einsatz kommen. Beide Verfahren unterscheiden sich in der Anzahl der Horizonte sowie der Anzahl der notwendigen Versuchsproben je Horizont [Mar 11].

Statistisch betrachtet kommt es aufgrund von Inhomogenität in der Werkstoffzusammensetzung, sowie Schwankungen beim Fertigungsprozess und in der Versuchsdurchführung, zu einer Streuung der Versuchsergebnisse [Rad 03] [Hai 06]. Abb. 4 zeigt diese Streuung eines betrachteten Lasthorizonts in Form einer logarithmischen Normalverteilung. Die dargestellten Wöhlerlinien beziehen sich in dieser Arbeit jeweils auf den Mittelwert dieser Log-Normalverteilung. Der Mittelwert wird durch $N_{50\%}$ charakterisiert und definiert die ertragbare Schwingspielzahl des betrachteten Lasthorizonts bei einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 50%. Ebenfalls kann eine Wöhlerlinie für höhere bzw. niedrigere Ausfallwahrscheinlichkeiten dargestellt werden, sodass sich diese verschoben zu größeren bzw. niedrigeren Schwingspielzahlen ergibt (vgl. Abb. 4). In Untersuchungen von Martin [Mar 11] wurden theoretische Treffsicherheitsbetrachtungen zur Bestimmung der Wöhler-

linienneigung in Abhängigkeit der Probenanzahl durchgeführt. Grundsätzlich gilt, dass die Genauigkeit der Bestimmung der Wöhlerlinie umso größer wird, je mehr Versuchsproben verwendet werden. Allerdings zeigten die Auswertungen einer Mischform von Horizonten- und Perlschnurverfahren ebenfalls, dass ab einer Probenzahl von 15 eine Zuverlässigkeitssteigerung bei der Bestimmung der Wöhlerlinienneigung kaum zu erwarten ist [Mar 11]. Bei Stahlbauteilen können Frequenzeinflüsse sowie Einflüsse der Schwingungsform auf die Schwingspielzahl N als vernachlässigbar bewertet werden und können durch eine dynamische Kalibrierung der Prüfmaschine ausgeschlossen werden. Bei Leichtmetalllegierungen kann hingegen bei zunehmender Belastungsfrequenz eine höhere Schwingfestigkeit festgestellt werden [Rad 03] [Hai 06].

Die Versuchsergebnisse werden bevorzugt in doppelt-logarithmischer Darstellung aufgetragen. Die Abszisse stellt die ertragbare Schwingspielzahl als logarithmischen Wert dar. Die Ordinate zeigt die Amplitude in Form von Spannung σ , Kraft F oder Moment M . Die Wöhlerlinie kann in drei unterschiedliche Bereiche unterteilt werden. Zu diesen zählen der Kurzzeitfestigkeitsbereich, der Zeitfestigkeitsbereich sowie der Dauerfestigkeitsbereich. Der Kurzzeitfestigkeits- und Zeitfestigkeitsbereich sind dadurch charakterisiert, dass eine endliche Schwingspielzahl des Prüfkörpers bei gegebener Beanspruchung zu erwarten ist. Beanspruchungen, welche im Bereich der Dauerfestigkeit aufgebracht werden, können durch den Probenkörper beliebig oft ertragen werden. N_D wird als Ecklastschwingspielzahl bezeichnet und beschreibt den Abknickpunkt vom Zeit- zum Dauerfestigkeitsbereich (vgl. Abb. 4) [Hai 06].

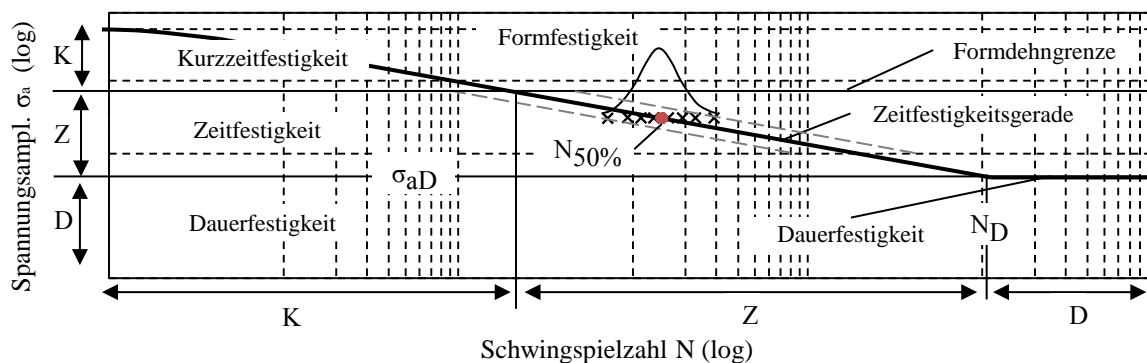


Abb. 4: Bereiche der Bauteilwöhlerlinie, mod. nach [Hai 06]

Der Zusammenhang zwischen der ertragbaren Schwingspielzahl und deren Einflussgrößen kann wie folgt in Formeln ausgedrückt werden:

$$\sigma_a \geq \sigma_{aD}: \quad N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aD}} \right)^{-k} \quad (2-4)$$

$$\sigma_a < \sigma_{aD}: \quad N \rightarrow \infty \quad (2-5)$$

Der Exponent k definiert die Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden, wobei ein höherer Wert von k eine flachere Neigung und ein kleinerer Wert von k eine steilere Neigung zur Folge hat [Hai 06].

Neuere Untersuchungen zeigen, dass die Dauerfestigkeit nicht immer derart ausgeprägt sein muss, wie in Abb. 4 dargestellt wird. Spannungsamplituden unterhalb der Dauerfestigkeit verursachen demnach endliche Schwingspielzahlen, auch wenn diese sehr große

Werte annehmen [Son 05]. Sonsino schlägt für Spannungsamplituden $< \sigma_{aD}$ einen werkstoffabhängigen Verlauf der Wöhlerlinie vor. Für eisenbasierte Werkstoffe sei eine Neigung von $k = 45$ und für Aluminiumlegierungen sowie geschweißtem Stahl eine Neigung von $k = 22$ im Bereich der Dauerfestigkeit denkbar. Dies entspräche einem Abfall der Dauerfestigkeitslinie von 5% ($k = 45$) bzw. 10% ($k = 22$) je Dekade [Son 05].

2.1.3 Konzepte der rechnerischen Lebensdauerabschätzung

Im Allgemeinen wird bei der Lebensdauerabschätzung die Beanspruchung eines Bauteils dessen Festigkeit gegenüber gestellt. Als Beanspruchungsgröße wird eine Beanspruchungs-Zeit-Funktion herangezogen. Die Festigkeit des Bauteils kann je nach verwendetem Konzept experimentell ermittelt, Literaturquellen entnommen oder mittels Kennwerten abgeschätzt werden [Gud 99]. In Kapitel 10.2.2 wird ein Verfahren beschrieben, mit dessen Hilfe Wöhlerlinien für Strukturbauteile mit geringem Aufwand und im Anwendungsbereich der Prothetik ermittelt werden können.

Nennspannungskonzept

Beim Nennspannungskonzept werden die mechanischen Spannungen am kritischen Punkt des Bauteils auf Grundlage von linear-elastischem Materialverhalten bestimmt und mit dessen ertragbaren Spannungen verglichen. Als Eingabegröße der Beanspruchung dient die Beanspruchungs-Zeit-Funktion, welche eine Zusammenfassung aller Beanspruchungen darstellt und Informationen über Mittelspannung sowie Amplituden enthält. Die berechnete Nennspannung weist keine Spannungsanteile, resultierend aus den Kerbwirkungen des Bauteils, auf. Deshalb sind die Informationen zur Auswirkung jener in der Kennfunktion der Festigkeit (Bauteilwöhlerlinie) enthalten. Letztere wird mithilfe einer Spannungswöhlerlinie definiert, welche alle bauteilspezifischen Eigenschaften enthält (vgl. Kapitel 2.1.2). Die Beanspruchungs-Zeit-Funktion kann alternativ zu Nennspannungen in Form von Kräften oder Momenten vorliegen [Hai 06]. Vorteile des Nennspannungskonzepts sind die einfache Verständlichkeit und Transparenz des Berechnungsmodells [Liu 92] sowie die Tatsache, dass in der Literatur für viele Werkstoffgruppen und Prüfkörper bereits Wöhlerlinien zu finden sind. Je nach verwendeter Bauteilwöhlerlinie kann das Versagenskriterium des Bauteils als Anriss oder Bruch definiert werden [Hin 12].

Örtliches Konzept

Das Örtliche Konzept (Kerbgrund- oder Kerbgrunddehnungskonzept) ermöglicht es, die Lebensdauer am kritischen Ort des Bauteils, ausgehend von der dort vorhandenen elastisch-plastischen Beanspruchung, zu bestimmen. Im Vergleich zum Nennspannungskonzept sind für die Kennfunktion der Festigkeit keine Daten aus der Bauteilwöhlerlinie notwendig. Als Eingabedaten dienen Dehnungswöhlerlinien, welche aus einachsiger Beanspruchung an Werkstoffproben ermittelt werden. Diese Dehnungswöhlerlinie kann das Materialverhalten im Kerbgrundbereich nicht abbilden, was dazu führt, dass es über Faktoren und weiterführende Rechenschritte erfasst werden muss. Dies ist der Grund dafür, dass das Örtliche Konzept im Vergleich zum Nennspannungskonzept im Allgemeinen weniger treffsicherere Ergebnisse liefert. Als Versagensursache wird beim Örtlichen Konzept der technische Bauteilanriss angesehen [Gud 99] [Hai 06].

Rissfortschrittskonzept

Das Rissfortschrittskonzept beschreibt ein Verfahren, welches, ausgehend von kleinen Anrisslängen, die Restlebensdauer bis zur Endrisslänge abschätzen kann. Mithilfe von Rissfortschrittskennwerten wird die Spannungsintensität an der Rissspitze und somit die Rissfortschrittsgeschwindigkeit quantifiziert. Die an Werkstoffproben ermittelten Kennwerte werden abhängig von der Bauteilgeometrie mithilfe von Korrekturfunktionen abgebildet. Dieses Konzept ist beispielsweise in Anwendungsfällen von Bedeutung, bei denen ein sofortiger Bauteilaustausch nach einem technischen Anriss nicht möglich ist [Hai 06] [Gud 99]. Eine detaillierte Beschreibung des Rissfortschrittskonzepts ist Haibach zu entnehmen [Hai 06].

Im weiteren Verlauf der Arbeit werden ausschließlich das Nennspannungskonzept und dessen Modifikationen zur Lebensdauerabschätzung prothetischer Bauteile bewertet und angewendet. Gründe hierfür sind die breite Anwendung in der Praxis und die geringe Komplexität des Berechnungsverfahrens, was für eine mobile Datenverarbeitung im Mesadapter vorteilhaft ist [Liu 92].

2.1.4 Klassierung von Beanspruchungs-Zeit-Funktionen zur Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept

Bei Schadensakkumulationshypothesen wird eine Schadenssumme definiert, die für das Versagen des Bauteils charakteristisch ist. Um die Nutzungsdauer eines Bauteils zu quantifizieren, wird angenommen, dass mit jedem Schwingspiel eine Teilschädigung im Bauteil erfolgt. Durch die Akkumulation der einzelnen Schädigungsanteile kann die Gesamtschädigung ermittelt werden, deren Betrag beim Erreichen der zuvor definierten Schadenssumme auf ein mögliches Versagen des Bauteils hinweist [Rad 03]. Das Verfahren der Schadensakkumulation sieht vor, aus der Ermüdungsfestigkeit unter Einstufenbeanspruchung auf die Ermüdungsfestigkeit bei Mehrstufenbeanspruchung, d.h. variabler schwingender Belastung, schließen zu können [Sie 08]. Die Schadensakkumulation verknüpft somit die in Kapitel 2.1.1 beschriebene Beanspruchung mit der in Kapitel 2.1.2 beschriebenen Festigkeit eines Strukturbauteils [Sie 08].

Vor Beginn der Lebensdauerabschätzung werden die Beanspruchungs-Zeit-Funktionen in der Regel, insbesondere bei Langzeitmessungen, diskretisiert, um den Datenumfang zu reduzieren und die BZF für die Berechnung nutzbar zu machen. Für die Schädigungsbeurteilung sind die Spannungsamplitude, die Mittelspannung und die Häufigkeit von entscheidender Bedeutung, wobei die Signalfrequenz und die Reihenfolge in den meisten Fällen vernachlässigt werden können. Um die genannten Größen für die Schädigungsberechnung aus der BZF abzuleiten, werden sogenannte Zählverfahren angewendet. Die Ergebnisse dieser Zählverfahren werden definierten Klassen zugeordnet, was eine übersichtliche Darstellung und weitere Datenreduzierung der aufgetretenen Beanspruchungen ermöglicht. Dieser Vorgang wird als Klassierung bezeichnet. Informationen wie die Belastungsreihenfolge und Frequenz der Belastung gehen bei dem Klassiervorgang verloren. Im Allgemeinen unterscheidet man zwischen einparametrischen- und zweiparametrischen Zählverfahren [Rie 12] [Vöt 06] [Köh 12]. Die Extremwertzählung, die Klassengrenzüberschreitungs-zählung sowie die Bereichs- und Bereichspaarzählung zählen zu den einparametrischen Zählverfahren. Zu den zweiparametrischen Zählverfahren gehören die Von-Bis-Zählung, die Bereichs- und Bereichspaar-Mittelwert-Zählung und die Rainflow-Zählung [Ric 09].

Einparametrische Zählverfahren erfassen und zählen sogenannte Klassengrenzen oder Amplituden, wohingegen zweiparametrische Zählverfahren ebenfalls Signalinformationen über die Mittelspannung ablegen [Rie 12].

Im Folgenden wird das Verfahren der Rainflow-Zählung näher erläutert, da dieses das am weitesten verbreitetste und am häufigsten für die Lebensdauerabschätzung vorgeschlagene und verwendete Klassierungsverfahren ist [Mil 03]. Publiziert wurde dieses Modell von Endo und Matsuishi im Jahr 1968. Das Verfahren der Rainflow-Zählung liefert in anschaulicher Weise eine Begründung für das werkstoffmechanische Schädigungsverhalten. Gezählt werden nur vollständig geschlossene Hysteresen im Spannungs-Dehnungs-Diagramm, deren Fläche die Energieaufnahme des Werkstoffes visualisiert und somit eine direkte Verknüpfung mit der mechanisch induzierten Schädigung im Bauteil herstellt [Hub 10] [Köh 12].

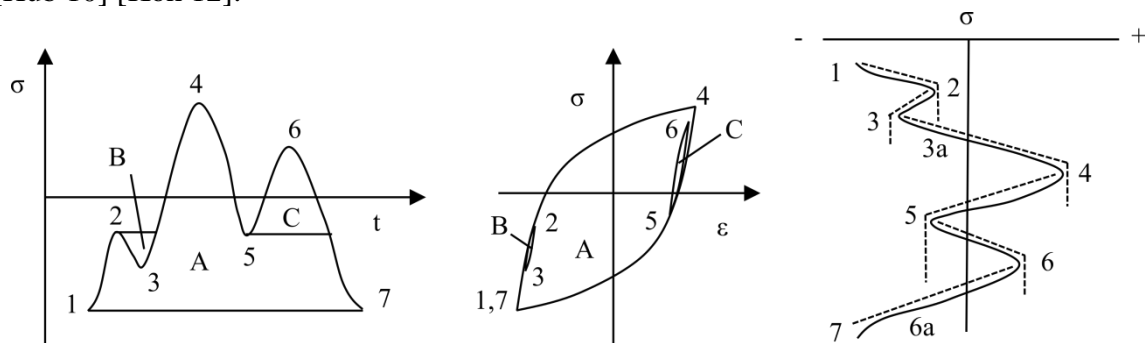


Abb. 5: Links: BZF, Mitte: Spannungs-Dehnungs Hysteresen, rechts: Veranschaulichung des Regenfließens, mod. nach [Mil 03]

Die Vorstellung zur Zählung geschlossener Hysteresen geht dabei vom sogenannten Regenfließen aus. Zur Veranschaulichung wird die Zeitachse einer beliebigen BZF um 90° im Uhrzeigersinn gedreht (vgl. Abb. 5, rechts). Der Name dieses Verfahrens begründet sich dadurch, dass der „Regen“ über die Flanken der BZF tropft und auf darunterliegende Flanken fällt. Hängende Hysteresen entstehen durch „Regen“, welcher entlang einer rechtsseitig fallenden Flanke auf eine darunterliegende Flanke fällt (vgl. Flanken im Verlauf 2-3-3a). Gleiches gilt für die stehenden Hysteresen und linksseitig fallende Flanken 5-6-6a (vgl. Abb. 5, rechts). Nicht geschlossene Hysteresen werden als Residuum abgelegt [Köh 12]. Bei Kurzzeitmessungen kann es dazu kommen, dass wichtige schädigungsrelevante Anteile im Residuum abgelegt werden. Das führt zu der Schlussfolgerung, die als Residuum einseitig abgelegte Flanke mit der Hälfte des Schädigungsbetrages der Gesamthysteresen anzunehmen. Bei $BZF > 10^5$ LW kann im Normalfall der Schädigungsbeitrag des Residuums im Verhältnis zur Gesamtschädigung der BZF vernachlässigt werden [Köh 12] [Hub 10]. Die Ergebnisse der Zählung werden in Matrizen gespeichert, mit deren Hilfe Amplitudenkollektive abgeleitet werden können. In der Regel werden Bauteilwöhlerlinien unter konstantem Spannungsverhältnis $R = -1$ ermittelt. Die Amplituden der BZF, welche Mittelspannungsschwankungen aufweisen, müssen als Vorbereitung für die Lebensdauerberechnung zunächst auf die äquivalente Mittelspannung der Wöhlerlinie transformiert werden. Dieses Verfahren wird als Amplitudentransformation bezeichnet [Hai 06] [Gud 99].

2.1.5 Lineare Schadensakkumulationshypothesen

Größte praktische Bedeutung haben die linearen Schadensakkumulationshypothesen, beispielsweise nach Palmgren, Langer, Müller-Stock und Miner, erlangt. Die Festigkeit des Bauteils wird mithilfe von ermittelten Spannungswöhlerlinien definiert [Rad 03]. Das aus der Klassierung und dem Zählverfahren abgeleitete Amplituden- bzw. Belastungskollektiv wird in eine Anzahl von Kollektivstufen zerlegt, wobei h_i die Anzahl der Schwingspiele je Lasthorizont einer Kollektivstufe definiert [Dub 07]. Die sogenannte Stufenhäufigkeit h_i für die betrachtete Spannungsamplitude σ_a wird mit der Bruchschwingspielzahl N_{Bi} der Wöhlerlinie ins Verhältnis gesetzt und ergibt die Teilschädigung der stufenbezogenen Schwingspiele (vgl. Abb. 6) [Rad 03]. Zur Bestimmung der Wöhlerlinie liegen in der Regel für einen definierten Lasthorizont mehrere Versuchsergebnisse vor. Diese experimentell ermittelten Bruchschwingspielzahlen folgen für gewöhnlich einer logarithmischen Normalverteilung.

In den folgenden Betrachtungen wird jeweils der delogarithmierte, arithmetische Mittelwert der logarithmierten Einzelversuche gebildet und für weitere Betrachtungen herangezogen. Dieser Wert wird als $N_{50\%}$ bezeichnet und kann nach Formel (2-33) berechnet werden. Da die experimentell ermittelten Bruchschwingspielzahlen der Wöhlerlinie rechnerisch für unterschiedliche Ausfallwahrscheinlichkeiten bestimmt werden können, werden diese in verallgemeinerter Form als N_{exper} bezeichnet. In Abb. 6 ist N_{exper} in Form von $N_{50\%}$ für eine logarithmische Normalverteilung und zwei unterschiedliche Lasthorizonte der Wöhlerlinie dargestellt.

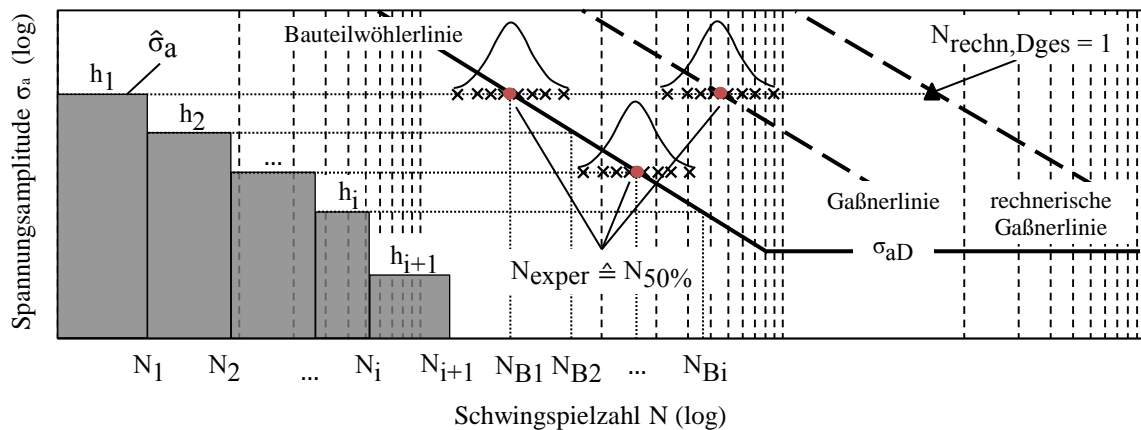


Abb. 6: In Kollektivstufen zerlegtes Belastungskollektiv, Bauteilwöhlerlinie, Gaßnerlinie und rechnerische Gaßnerlinie, mod. nach [Hin 12]

Die Teilschädigung der Schwingspiele errechnet sich zu:

$$D_i = \frac{h_i}{N_{Bi}} \quad (2-6)$$

Die Gesamtschadenssumme nach Ablauf einer Belastungsfolge mit n Stufen berechnet sich wie folgt:

$$D_{\text{ges}} = \sum_{i=1}^n D_i = \sum_{i=1}^n \frac{h_i}{N_{Bi}} \quad (2-7)$$

Formel (2-7) wird als originale Palmgren-Miner-Regel bezeichnet. Nach dieser Hypothese tritt der Ermüdungsbruch ein, sobald die Schadenssumme $D_{\text{ges}} = 1$ erreicht ist. Mithilfe

dieser Formel kann die Anzahl der Durchläufe der Belastungsfolgen und somit die Anzahl der ertragbaren Schwingspiele bis zum rechnerischen Versagen bei $D_{\text{ges}} = 1$ bestimmt werden. Die auf diese Weise ermittelte Bruchschwingspielzahl $N_{\text{rechn}, D_{\text{ges}}=1}$ stellt sich im Vergleich zur experimentell ermittelten Bruchschwingspielzahl der Wöhlerlinie verschoben zu größeren Schwingspielzahlen dar. Die Auftragung der rechnerisch ermittelten Bruchschwingspielzahl erfolgt in Höhe des maximalen Kollektivwerts $\hat{\sigma}_a$. Wird dieses Vorgehen für mehrere Kollektive unterschiedlicher maximaler Spannungsamplituden vorgenommen, so ergibt sich eine zur Wöhlerlinie verschobene Linie, welche als Gaßnerlinie bezeichnet wird. Entgegen der rechnerischen Bestimmung der Gaßnerlinie, kann diese ebenfalls experimentell und mithilfe von Belastungskollektiven verschiedener $\hat{\sigma}_a$ bestimmt werden (vgl. Abb. 6) [Rad 03]. In der Regel weichen die experimentelle und die rechnerische Gaßnerlinie voneinander ab, woraus sich die Frage zur Treffsicherheit der rechnerisch bestimmten Bruchschwingspielzahl ergibt. Auf die Fragestellung zur Treffsicherheit von Schadensakkumulationshypothesen wird gesondert in Kapitel 2.1.7 eingegangen.

Modifikationen des Nennspannungskonzepts

Praktische Erfahrungen zeigen, dass Beanspruchungen, welche unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze des Bauteils liegen, ebenfalls einen Einfluss auf die Bauteilschädigung besitzen [Köh 12]. Dies konnte übereinstimmend durch Versuchsergebnisse von Gaßner im Jahre 1941 sowie durch Conle belegt werden [Hai 06] [Gaß 64] [Con 79]. Als Grund dafür wird beschrieben, dass Belastungen oberhalb der Dauerfestigkeitsgrenze des Bauteils zu einer Vorschädigung führen, sodass auch kleine Belastungsamplituden einen Einfluss auf die Gesamtschädigung ausüben. Aus diesem Grund wurden Modifikationen erarbeitet, welche den Einfluss der Schädigung unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze berücksichtigen [Köh 12].

Alle Modifikationen beschreiben den Abfall der Dauerfestigkeit als Grund der fortschreitenden Schädigung des Bauteils. Eine systematische Überschätzung der Lebensdauer, wie es nach Palmgren-Miner original der Fall ist, wird durch diese Modifikationen vermieden. Allerdings kann ein Lastkollektiv, welches Lasten beinhaltet, die nur wenig oberhalb der Dauerfestigkeit liegen, zu einer Unterschätzung der Bauteillebensdauer führen. Als Grund dafür wird genannt, dass diese Lasten einen sehr geringen Schädigungsanteil besitzen und daraus eine nur geringfügige Absenkung der Dauerfestigkeit resultiert [Hai 06].

Zur Beschreibung des Dauerfestigkeitsabfalls bei zunehmender Schädigung führt Haibach einen Schädigungsparameter q ein. Der mathematische Zusammenhang des Dauerfestigkeitsabfalls als Funktion der akkumulierten Schädigung kann formelmäßig wie folgt erfasst werden [Hai 06]:

$$\frac{\sigma_{aD(D)}}{\sigma_{aD}} = (1-D)^{\left(\frac{1}{q}\right)} \quad (2-8)$$

Abb. 7, links, zeigt diesen formelmäßigen Zusammenhang für unterschiedliche Werte von q . Je nach numerischem Wert von q , stellt sich der Dauerfestigkeitsabfall linear (c), progressiv (e) oder degressiv (d) dar. Linie (a) zeigt, dass kein Dauerfestigkeitsabfall aus zunehmender Schädigung resultiert. Hingegen visualisiert Linie (b), dass das Bauteil keine Dauerfestigkeit besitzt und sich die Zeitfestigkeitsgerade mit der Abszisse schneidet. Sinngemäß stellt sich die Bauteilwöhlerlinie für ein vorgeschädigtes Bauteil ($D > 0$) mit abge-

minderter Zeit- und Dauerfestigkeit, im Vergleich zu einem nicht vorgeschädigten Bauteil, ($D = 0$) parallel verschoben in Richtung niedrigerer Spannungsamplituden dar. Die ertragbare Schwingenspielzahl eines vorgeschädigten Bauteils kann durch die Vorschädigung und die ertragbare Schwingenspielzahl des ungeschädigten Bauteils wie folgt definiert werden [Hai 06]:

$$N(D) = (1-D) \cdot N \quad (2-9)$$

Der Dauerfestigkeitsabfall, welcher durch die Verbindung der Abknickpunkte N_D und $N_D(D)$ der Wöhlerlinie beschrieben werden kann, verläuft bei doppelt-logarithmischer Auftragung entlang einer geradlinigen Ortskurve (vgl. Abb. 7) [Hai 06].

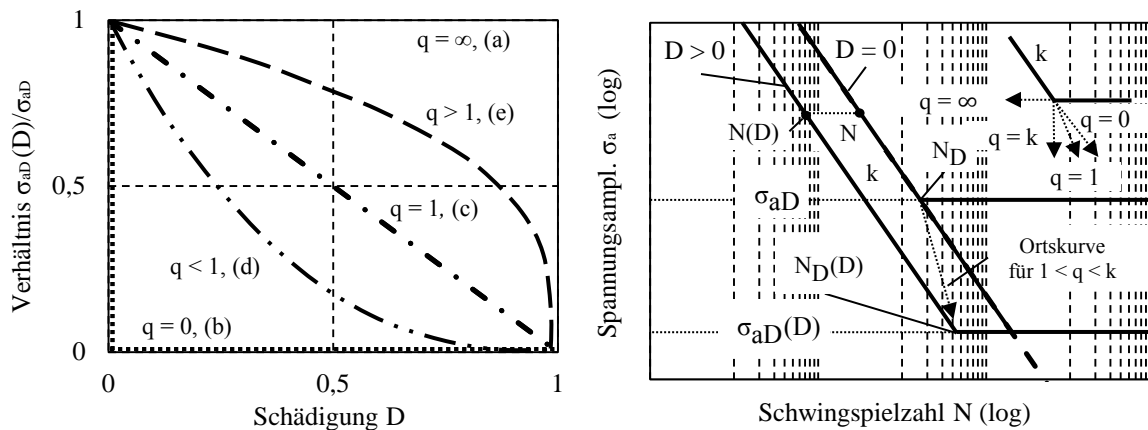


Abb. 7: Links: Schädigungsparameter q , rechts: Fortschreitender Abfall der Dauerfestigkeit in Folge der akkumulierten Schädigung, mod. nach [Hai 06]

Schadensakkumulationshypothesen nach dem Nennspannungskonzept berechnen die ertragbare Schwingenspielzahl mithilfe der Zeitfestigkeitsgeraden des ungeschädigten Bauteils, unabhängig davon, welches Maß an Vorschädigung das Bauteil zuvor aufgenommen hat. Die Zeitfestigkeitsgerade eines ungeschädigten Bauteils endet jedoch bei der Ecklastschwingenspielzahl N_D . Um den Gültigkeitsbereich der Schadensakkumulationshypothese um den Bereich der abgeminderten Dauerfestigkeit zu erweitern, wird die Schwingenspielzahl des ungeschädigten Bauteils durch die Schädigung und die Schwingenspielzahl des vorgeschädigten Bauteils beschrieben.

$$N = \frac{N(D)}{(1-D)} \quad (2-10)$$

Haibach leitet unter Berücksichtigung von Formel (2-10) folgenden Zusammenhang ab [Hai 06]:

$$N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aD}} \right)^{-k} \quad \text{für } \sigma_a \geq \sigma_{aD}(D) \quad (2-11)$$

Abb. 8 visualisiert den in Formel (2-11) beschriebenen Zusammenhang in Form der Fortsetzung der Zeitfestigkeitsgeraden unterhalb der Dauerfestigkeit.

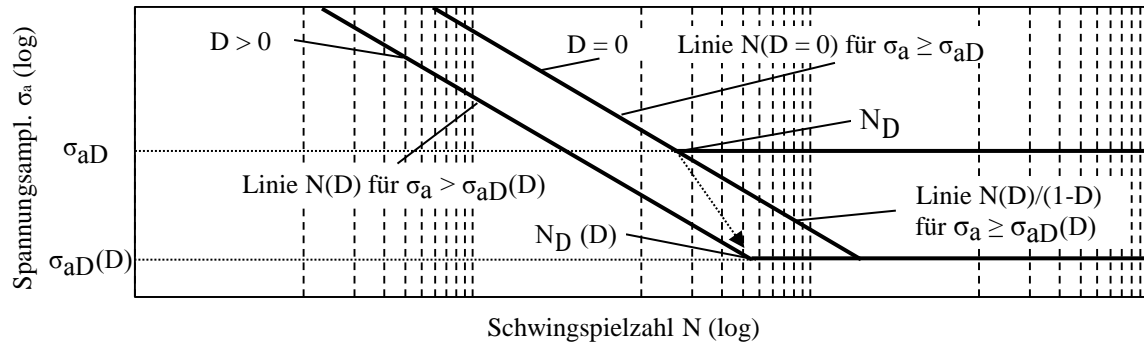


Abb. 8: Erweiterung des Gültigkeitsbereiches bei Spannungen $\sigma_a \geq \sigma_{aD(D)}$ [Hai 06]

Unter Voraussetzung einer guten Durchmischung der Schwingspiele verteilen sich die Beanspruchungen, die kleiner als die Dauerfestigkeit sind, etwa gleichmäßig über die Lebensdauer des Bauteils. Folglich kann der Schädigungsbeitrag jener Beanspruchungen nicht mit der vollen Schwingspielzahl berechnet werden, sondern mit einer zur Vorschädigung äquivalenten und geringeren Anzahl von Schwingspielen. Mathematisch gleichbedeutend kann die Schädigungsberechnung mit der vollen Anzahl von Schwingspielen und einer zu größeren Schwingspielzahlen verschobenen Wöhlerlinie erfolgen. Haibach interpretierte diesen Zusammenhang dahingehend, dass sich die Wöhlerlinie unterhalb der Dauerfestigkeit in einer fiktiven Linie, mit einer von dem Schädigungsparameter abhängigen und vergrößerten Schwingspielzahl N_{fiktiv} , fortsetzt. Dieser Zusammenhang lässt sich erfassen als [Hai 06]:

$$N_{\text{fiktiv}} = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aD}} \right)^{-(k+q)} \quad (2-12)$$

Aufgrund von bruchmechanischen Untersuchungen und einem theoretischen Ansatz von Gatts [Hai 06] [Gat 62] legte Haibach den Wert von q auf $k-1$ fest, sodass sich die fiktive Wöhlerlinie unterhalb der Dauerfestigkeit mit dem Neigungsexponenten $2k-1$ fortsetzt [Hai 06].

$$N_{\text{fiktiv}} = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aD}} \right)^{-(2k-1)} \quad (2-13)$$

Dieser Ansatz berücksichtigt einen progressiven Dauerfestigkeitsabfall, was in Abb. 7, links, der Linie (e) entspricht. In Abb. 9 ist der Verlauf der fiktiven Wöhlerlinie in Form von Linie 2 dargestellt [Hai 06].

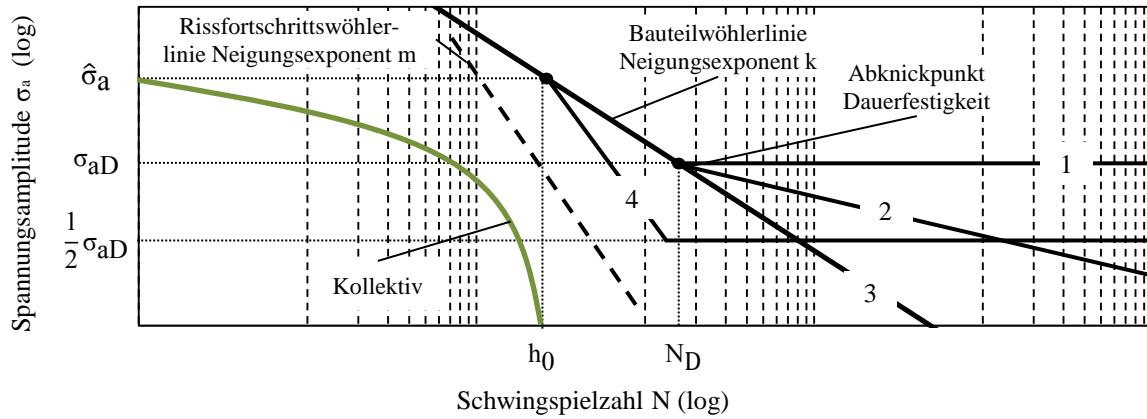


Abb. 9: Modifikationen von Schadensakkumulationshypothesen nach Palmgren, Miner, Haibach, Liu und Zenner, mod. nach [Ber 04]

Die folgenden Formeln beschreiben die ertragbare Schwingenzahl in Abhängigkeit des Neigungsexponenten der Wöhlerlinie und der Spannungsamplitude. Abb. 9 zeigt eine schematische Darstellung dieser Modifikationen in Form von unterschiedlich verlaufenden Wöhlerlinien [Gud 99] [Rad 03] [Köh 12].

1: Palmgren-Miner original: Spannungen unterhalb der Dauerfestigkeit des Bauteils haben keinen Schädigungsanteil. Der Verlauf entspricht einem Schädigungsparameter von $q = \infty$.

$$\sigma_a \geq \sigma_{aD}: \quad N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aD}} \right)^{-k} \quad (2-14)$$

$$\sigma_a < \sigma_{aD}: \quad N \rightarrow \infty \quad (2-15)$$

2: Palmgren-Miner modifiziert nach Haibach: Die Modifikation stützt den Grundgedanken, die Dauerfestigkeit in Abhängigkeit der Vorschädigung des Bauteils zu reduzieren und leitet sich als vereinfachtes Verfahren aus der konsequenten Palmgren-Miner-Regel ab. Die konsequente Palmgren-Miner-Regel wurde zuvor von Haibach im Jahr 1970 entwickelt [Hai 70]. Aufgrund der schrittweisen Berechnung des Dauerfestigkeitsabfalls ist bei diesem Verfahren ein erhöhter Rechenaufwand erforderlich [Ber 04].

Aus Gründen der einfacheren Anwendbarkeit wird ausschließlich auf die Palmgren-Miner-Modifikation nach Haibach eingegangen. Hierbei wird die Bauteilwöhlerlinie mit halber Steigung unterhalb der Dauerfestigkeit fortgesetzt. Daraus resultiert ein nichtlinearer, progressiver Abfall der Dauerfestigkeit gemäß Abb. 7, links, $q > 1$.

$$\sigma_a \geq \sigma_{aD}: \quad N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aD}} \right)^{-k} \quad (2-16)$$

$$\sigma_a < \sigma_{aD}: \quad N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aD}} \right)^{-(2k-1)} \quad (2-17)$$

3: Palmgren-Miner elementar: Die Bauteilwöhlerlinie wird mit gleicher Steigung unterhalb der Dauerfestigkeit fortgesetzt. Somit tragen Belastungen unterhalb der Dauerfestigkeit vollständig zur Schädigung bei. Dies entspricht einem Schädigungsparameter von $q = 0$.

$$\sigma_a \geq \sigma_{aD}: \quad N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aD}} \right)^{-k} \quad (2-18)$$

$$\sigma_a < \sigma_{aD}: \quad N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aD}} \right)^{-k} \quad (2-19)$$

4: Palmgren-Miner-Modifikation nach Liu und Zenner: Die Neigung der Wöhlerlinie wird in Abhängigkeit der Neigung m der Rissfortschrittswöhlerlinie angepasst. Die Wöhlerlinie verläuft ab Höhe $\hat{\sigma}_a$ (Kollektivhöchstwert) für niedrigere Spannungsamplituden mit geänderter Steigung von $(k+m)/2$. Die Dauerfestigkeit wird außerdem auf die Hälfte des regulären Wertes herabgesetzt. Diese modifizierte Wöhlerlinie ist in Abb. 9 in Form des Verlaufs 4 visualisiert [Liu 92].

$$\sigma_a \leq \hat{\sigma}_a \wedge \sigma_a \geq \frac{1}{2} \sigma_{aD}: \quad N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aD}} \right)^{-\left(\frac{k+m}{2}\right)} \quad (2-20)$$

$$\sigma_a < \frac{1}{2} \sigma_{aD}: \quad N \rightarrow \infty \quad (2-21)$$

2.1.6 Nichtlineare Schadensakkumulationshypothesen

Nach linearen Schadensakkumulationshypothesen nimmt die Gesamtschädigung D_{ges} in Abhängigkeit des Schwingenspielverhältnisses h_i/N_{Bi} linear um die Teilschädigung D_i zu. Der Schädigungszuwachs in Bauteilen unterliegt jedoch physikalisch nichtlinearen Prozessen, weshalb sich in der Realität deutlich vom linearen Verhalten abweichende Schädigungszuwächse ergeben [Kae 63]. So können bei der nichtlinearen Schadensakkumulation die Schädigungszuwächse für gleiche Schwingenspielzahlverhältnisse in Abhängigkeit der bereits stattgefundenen Vorschädigung des Bauteils unterschiedlich sein. Die zeitliche Abfolge der Schwingenspiele hat bei diesem Berechnungskonzept demnach einen Einfluss auf den Schädigungszuwachs.

Zahlreiche Autoren, u.a. Hashin, Rotem und Manson, konnten dieses Verhalten in unterschiedlichen Experimenten nachweisen [Has 77] [Man 67] [Man 86]. Dabei zeigte sich, dass insbesondere die Reihenfolge von Stufenbelastungen einen positiven bzw. negativen Einfluss auf die zu erwartende Lebensdauer aufweist [Has 77]. Abb. 10 zeigt die lebensdauerverkürzende bzw. lebensdauerverlängernde Wirkung einer High-Low- und Low-High-Amplitudenfolge.

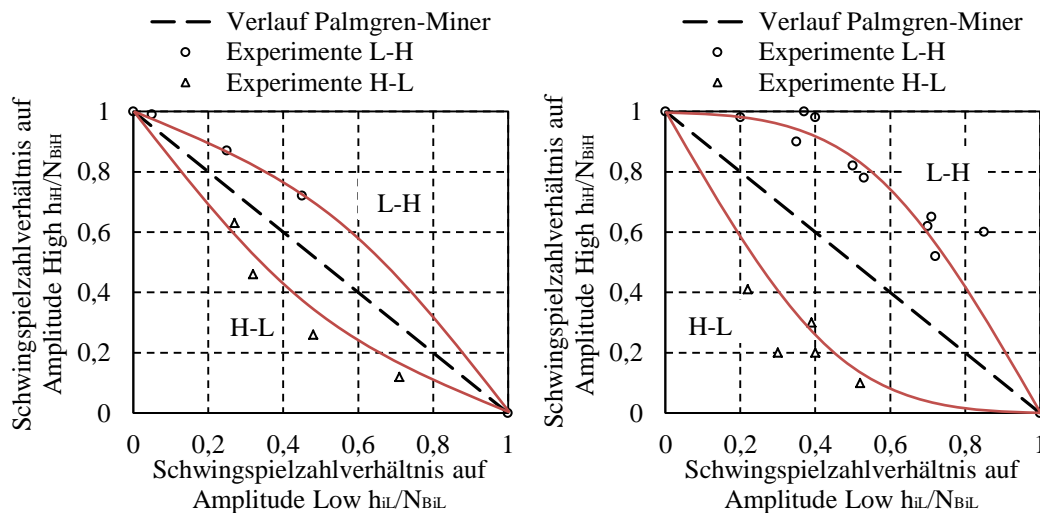


Abb. 10: Lebensdauerverkürzende bzw. lebensdauerverlängernde Wirkung einer High-Low- und Low-High-Amplitudenfolge für links: $N_{BiH} = 720$, $N_{BiL} = 16000$, rechts: $N_{BiH} = 720$, $N_{BiL} = 200000$, jeweils für $N_D = 6 \cdot 10^6$ [Has 80]

Abgeleitet aus diesen experimentellen Beobachtungen wurden die sogenannten nichtlinearen Schadensakkumulationsansätze entwickelt, um Einflüsse von Stufenfolgen berücksichtigen zu können. Diese basieren auf dem rechnerischen Grundprinzip der Palmgren-Miner-Regel. Allerdings führt die Berücksichtigung bestimmter Schädigungs- bzw. Werkstoffexponenten χ zu einem nichtlinearen Zuwachs der Gesamtschädigung [Sie 08]. Rechnerisch wird hierbei zugrunde gelegt, dass die ertragbare Gesamtschadenssumme um einen Faktor erhöht bzw. verringert wird, welcher sich aus den Schädigungsexponenten χ in Abhängigkeit der Stufenfolgen berechnen lässt.

Nichtlineare Modelle können für die Schadensüberwachung von prothetischen Strukturteilen Vorteile bieten. Bei einer langen Messdauer von mehreren Monaten oder Jahren kön-

nen das Tragen schwerer Lasten und Gewichtsveränderungen der Prothesenträger zu Stufenbelastungen führen, woraus eine Verlängerung oder Verkürzung der Restlebensdauer des Strukturteils resultiert.

Im Folgenden wird der nichtlineare Schadensakkumulationsansatz am Beispiel einer zweistufigen High-Low-Belastungsfolge der linearen Schadensakkumulation gegenüber gestellt. Abb. 11 zeigt die Schädigungsverläufe eines Bauteils, welche sich nichtlinear in Abhängigkeit der Belastungsstufe bis zur Gesamtschädigung $D_{\text{ges}} = 1$ fortsetzen.

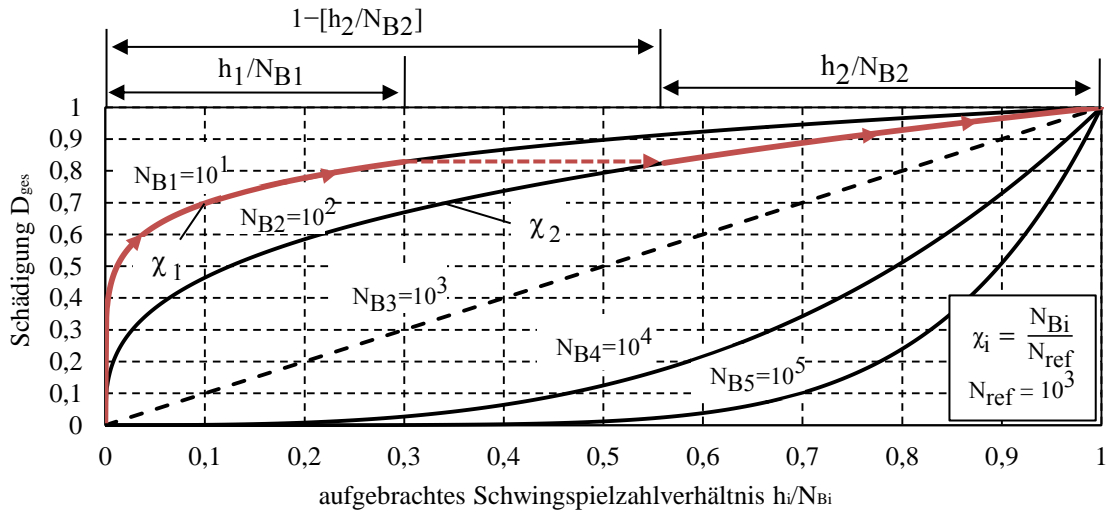


Abb. 11: Schematische Darstellung des nichtlinearen Schädigungsverlaufs bezogen auf Referenzschwingspielzahl $N_{\text{ref}} = 10^3$, mod. nach [Kae 63] [Man 86] [Sie 08]

Zunächst wird die Betrachtung für den ersten Teil der zweistufigen High-Low-Belastungsfolge mit einer Bruchschwingspielzahl von 10^1 vorgenommen. Die Schädigung verläuft entlang der Funktion χ_1 (vgl. Abb. 11) [Has 77] [Sie 08].

$$D_1 = \left(\frac{h_1}{N_{B1}} \right)^{\chi_1} \quad (2-22)$$

Folgt der zweite Teil der Stufenbelastung mit geringerer Last, so verläuft die Schädigung aufgrund der lebensdauerverkürzenden Wirkung der High-Low-Belastungsfolge fortan auf Funktion χ_2 . Die Lebensdauerverkürzung ist in Abb. 11 durch die gestrichelte rote Linie dargestellt. Der Schädigungsanteil D_1 kann nach Abb. 11 durch die Gesamtschädigung abzüglich der noch ertragbaren Teilschädigung dargestellt werden [Has 77]. Die ursprüngsform dieser Gleichung geht auf Marco und Starkey zurück [Mar 54]. Daraus folgt:

$$\left(\frac{h_1}{N_{B1}} \right)^{\chi_1} = \left(1 - \frac{h_2}{N_{B2}} \right)^{\chi_2} \quad (2-23)$$

Das Umstellen nach $D_{\text{ges}} = 1$ ergibt:

$$D_{\text{ges}} = \left(\frac{h_1}{N_{B1}} \right)^{\chi_1} + \frac{h_2}{N_{B2}} = 1 \quad (2-24)$$

Nach linearen Schadensakkumulationshypothesen tritt bei einem Stufenwechsel keine lebensdauerverlängernde bzw. -verkürzende Wirkung auf. Zudem werden gleichen Schwingenspielzahlverhältnissen immer gleiche Schädigungszuwächse zugeordnet. Somit

folgt der Schadensverlauf bei linearen Hypothesen, in Bezugnahme auf Abb. 11, permanent der Winkelhalbierenden bis $D_{\text{ges}} = 1$.

Abb. 12 zeigt die grafische Darstellung des mathematischen Zusammenhangs zur Berechnung von D_{ges} (2-24). Die Funktion unter χ_1 aus Abb. 11 wird linearisiert und die Funktion unter χ_1/χ_2 beschreibt die lebensdauerverlängernde bzw. -verkürzende Wirkung der zweiten Stufenfolge in Bezug auf die erste Stufenfolge. Mithilfe dieser Überlegung können nichtlineare Schadensverläufe auf Grundlage des mathematischen Modells der linearen Schadensakkumulationshypothesen dargestellt werden.

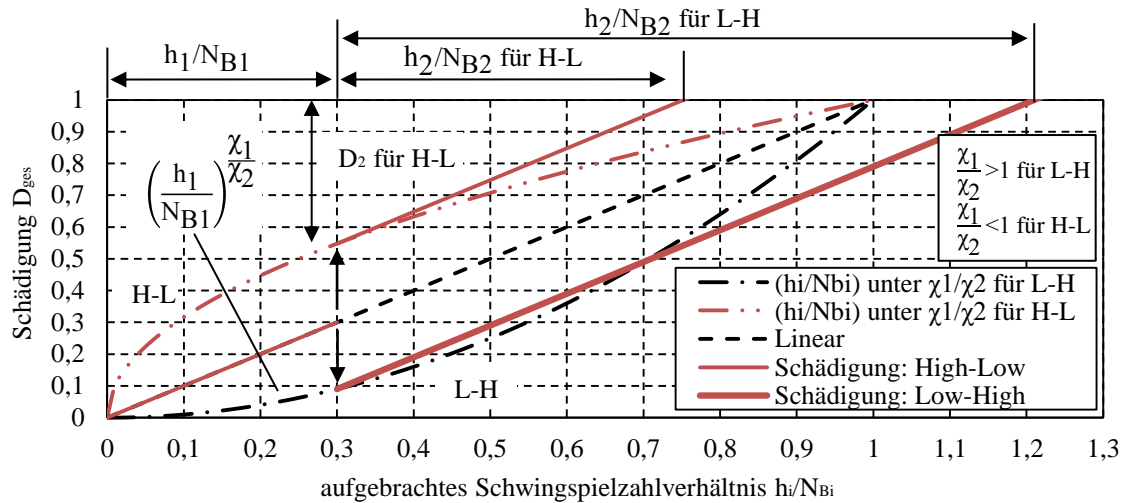


Abb. 12: Schematischer Vergleich zwischen linearem und nichtlinearem Schadenszuwachs für zweistufige Belastungsfolge mit $N_{B1} = 10000$, $N_{B2} = 500$ (für L-H) und $N_{B2} = 50000$ (für H-L), mod. nach [Fat 98] [Has 80]

Unter dem Exponentenverhältnis χ_1/χ_2 für eine High-Low-Amplitudenfolge ergibt sich für D_1 eine im Vergleich zum linearen Modell erhöhte Schadenssumme, welche die Interpretation zulässt, dass den nachfolgenden kleinen Lastamplituden ein höherer Schädigungsanteil zukommt. Als Grund können die hohen Vorlasten gesehen werden. Gleiches gilt in umgekehrter Weise für eine Low-High-Amplitudenfolge unter χ_1/χ_2 (vgl. Abb. 12).

Mehrstufige Versuchsreihen werden wie folgt berechnet [Has 77] [Man 81] [Sie 08] und sind in Abb. 13 für den Verlauf der Gesamtschädigung D_{ges} für eine vierstufige Lastfolge visualisiert:

$$D_{\text{ges}} = \left(\left(\left(\frac{h_1}{N_{B1}} \right)^{\frac{\chi_1}{\chi_2}} + \frac{h_2}{N_{B2}} \right)^{\frac{\chi_2}{\chi_3}} + \dots + \frac{h_{i-1}}{N_{Bi-1}} \right)^{\frac{\chi_{i-1}}{\chi_i}} + \frac{h_i}{N_{Bi}} = 1 \quad (2-25)$$

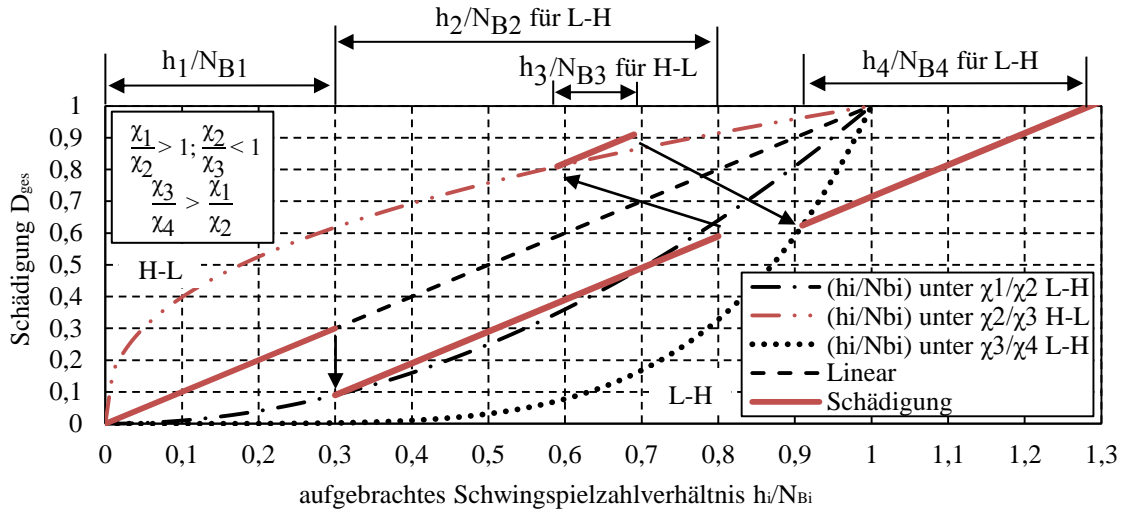


Abb. 13: Schematische Darstellung zwischen linearem und nichtlinearem Schädigungszuwachs für vierstufige Belastungsfolge mit $N_{B1} = 10000$, $N_{B2} = 500$, $N_{B3} = 50000$, $N_{B4} = 100$, mod. nach [Has 80] [Fat 98]

Die Schädigungsexponenten werden von verschiedenen Autoren unterschiedlich definiert. Komplexere Bestimmungsvorschriften der Schädigungsexponenten werden durch Miller und Zachariah, Ellyn, Marco und Starkey auf Grundlage von Rissbeginn und Rissfortschritt, Beanspruchungskonzentration und Verformungsenergie beschrieben. Die Bestimmung dieser Faktoren bedarf allerdings eines hohen experimentellen Aufwands [Has 80] [Sie 08]. Die in dieser Arbeit vorgestellten nichtlinearen Modelle nutzen dagegen die experimentell bestimmten Daten der Bauteilwöhlerlinien als Eingabedaten zur Berechnung der Schädigungsexponenten. Zur Ermittlung von Bauteilwöhlerlinien werden konstante Mittelspannungsverhältnisse vorausgesetzt, weshalb die Verwendung jener Daten dazu führt, dass nichtlineare Hypothesen nur unter konstanter Mittelspannung ihre Gesetzmäßigkeiten sicherstellen [Sie 08]. Für wechselnde Mittelspannungen muss eine Amplitudentransformation durchgeführt werden. Im Folgenden werden vier Hypothesen mit unterschiedlichen Definitionen der Schädigungsexponenten für zweistufige Versuche dargestellt. Die verschiedenartige Interpretation der Schädigungsexponenten führt dabei zu unterschiedlich starker Gewichtung der Schädigungszuwächse der einzelnen Lasthorizonte.

1: Nichtlinearer Schadensakkumulationsansatz nach Subramanyan

Nach Subramanyan errechnet sich der Schädigungsexponent aus der Spannungsamplitude des jeweiligen Lasthorizonts und der Dauerfestigkeit [Sub 78].

$$\frac{\chi_1}{\chi_2} = \frac{\frac{1}{(\sigma_{a1} - \sigma_{aD})}}{\frac{1}{(\sigma_{a2} - \sigma_{aD})}} = \frac{(\sigma_{a2} - \sigma_{aD})}{(\sigma_{a1} - \sigma_{aD})} \quad (2-26)$$

Nach Einsetzen dieser Gleichung in jene zur Berechnung von D_{ges} (2-24) ergibt sich die Gesamtschädigung für einen zweistufigen Versuch als:

$$D_{ges} = \left(\frac{h_1}{N_{B1}} \right)^{\frac{(\sigma_{a2} - \sigma_{aD})}{(\sigma_{a1} - \sigma_{aD})}} + \frac{h_2}{N_{B2}} = 1 \quad (2-27)$$

Alle für die Berechnung notwendigen Daten der Gesamtschädigung können der Bauteilwöhlerlinie entnommen werden. Die Berechnung der Gesamtschädigung erfolgt unter Berücksichtigung von Größe und Reihenfolge der aufgetretenen Beanspruchungen.

2: Nichtlinearer Schadensakkumulationsansatz nach Hashin

Nach Hashin ist für die Berechnung des Schädigungsexponenten die ertragbare Schwingungszahl des betrachteten Lasthorizonts sowie die Ecklastschwingungszahl der Wöhlerlinie notwendig [Has 80] [Has 77].

$$\frac{\chi_1}{\chi_2} = \frac{\frac{1}{\log(N_{B1} / N_D)}}{\frac{1}{\log(N_{B2} / N_D)}} = \frac{\log(N_{B2} / N_D)}{\log(N_{B1} / N_D)} \quad (2-28)$$

Für die Ermittlung der Gesamtschädigung ergibt sich somit:

$$D_{\text{ges}} = \left(\frac{h_1}{N_{B1}} \right)^{\frac{\log(N_{B2} / N_D)}{\log(N_{B1} / N_D)}} + \frac{h_2}{N_{B2}} = 1 \quad (2-29)$$

3: Nichtlinearer Schadensakkumulationsansatz nach Manson

Nach Manson wird der Schädigungsexponent mithilfe der ertragbaren Schwingungszahl des betrachteten Lasthorizonts sowie einem empirisch ermittelten konstanten Schädigungsparameter p_s beschrieben. Der numerische Wert des Schädigungsparameters $p_s = 0,4$ zeigt dabei die größte Treffsicherheit in Schwingfestigkeitsversuchen und basiert auf experimentellen Untersuchungen der Werkstoffgruppe Stahl. Die ertragbaren Schwingungszahlen können der Bauteilwöhlerlinie entnommen werden [Man 81] [Man 86] [Fat 98] [Sie 08].

$$\frac{\chi_1}{\chi_2} = \frac{N_{B1}^{p_s}}{N_{B2}^{p_s}} = \left(\frac{N_{B1}}{N_{B2}} \right)^{p_s} \quad (2-30)$$

Hiernach beträgt die Gesamtschädigung:

$$D_{\text{ges}} = \left(\frac{h_1}{N_{B1}} \right)^{\left(\frac{N_{B1}}{N_{B2}} \right)^{0,4}} + \frac{h_2}{N_{B2}} = 1 \quad (2-31)$$

Dieser Ansatz bildet im Vergleich zu den zuvor dargestellten Hypothesen keinen mathematischen Bezug zur Dauerfestigkeit der Wöhlerlinie. Aus diesem Grund werden auch Belastungen unterhalb der Dauerfestigkeit in der Berechnung berücksichtigt.

2.1.7 Treffsicherheitsbetrachtungen linearer und nichtlinearer Schadensakkumulationshypothesen

Kenngrößen zur Beurteilung der statistischen Verteilung von Schwingfestigkeitsversuchen

Die unter Kapitel 2.1.2 beschriebene Streuung der Versuchsergebnisse bei der Ermittlung von Nennspannungswöhlerlinien erfordert spezifische Kenngrößen zur Beurteilung der statistischen Verteilung der Versuchsergebnisse. In dieser Arbeit wird der Mittelwert, die Standardabweichung und die Streuspanne T zur Beurteilung der statistischen Verteilung verwendet. Der Mittelwert $N_{50\%}$ definiert die erreichbare Schwingungszahl mit einer Wahrscheinlichkeit von 50% eines betrachteten Lasthorizonts und errechnet sich zu [Hai 92] [Hai 06]:

$$N_{50\%,\log} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \log N_i \quad (2-32)$$

$$N_{50\%} = 10^{\left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log N_i\right)} \quad (2-33)$$

Die mittlere Abweichung zwischen Lebensdauerabschätzung und Lebensdauerversuch spielt eine untergeordnete Rolle, da diese nachträglich an die rechnerischen Ergebnisse des Experiments angepasst werden kann. Beispielsweise findet dieses Vorgehen bei der relativen Miner-Regel Anwendung (vgl. Kapitel 2.1.8). Die Standardabweichungen s sowie s_{\log} liefern eine Möglichkeit zur Beurteilung von wissenschaftlichen Verfahren, da diese Größen ein Maß für die Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse beschreiben. Die logarithmische Standardabweichung definiert sich wie folgt [Hai 06]:

$$s_{\log} = \left[\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (\log N_i - \log N_{50\%})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2-34)$$

Die Streuspanne findet in der Betriebsfestigkeit ebenfalls sehr häufige Anwendung und definiert das Verhältnis des 90%-Quantils zum 10%-Quantil der jeweiligen Verteilung. In dem durch die Streuspanne aufgespannten Bereich liegen somit 80% aller Versuchsergebnisse der Verteilung. In Hinblick auf den zugehörigen Wert der Schwingspielzahl, z.B. $N_{90\%}$, bedeutet dies, dass 90% aller Versuchsergebnisse (bei definierter Lastamplitude) bis zu dieser Schwingspielzahl auftreten [Hai 06] [Zap 05] [Mai 07] [Mül 14].

$$N_{10\%} = 10^{(N_{50\%,\log} - 1,28 \cdot s_{\log})} \quad (2-35)$$

$$N_{90\%} = 10^{(N_{50\%,\log} + 1,28 \cdot s_{\log})} \quad (2-36)$$

$$T = \frac{N_{90\%}}{N_{10\%}} = 10^{(2,56 \cdot s_{\log})} \quad (2-37)$$

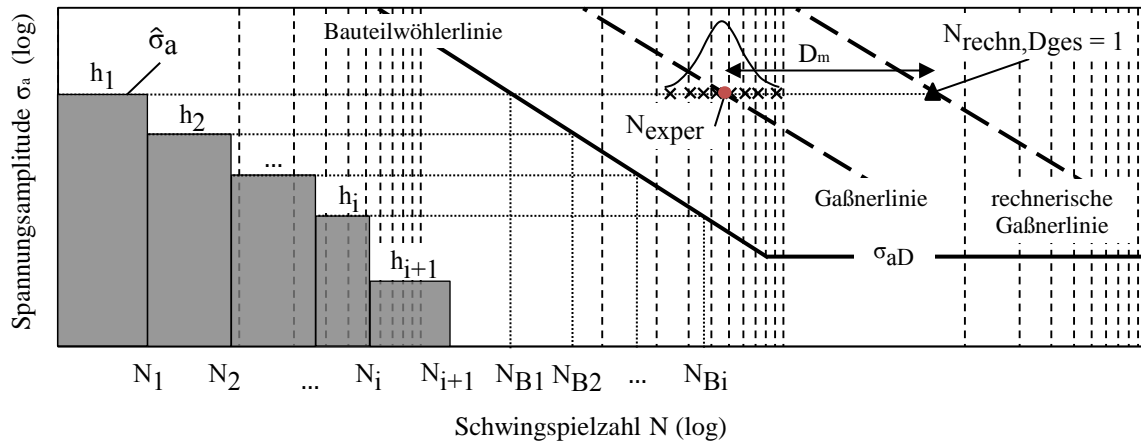
Die Streuspanne ist somit ein Maß für die Güte eines Verfahrens und nimmt im Idealfall einen Wert von 1 an. Je größer die Streuspanne ist, desto weniger treffsicher ist ein Verfahren.

Treffsicherheit ausgewählter Schadensakkumulationshypothesen

Das Ziel aller Schadensakkumulationshypothesen ist es, mit möglichst hoher Genauigkeit das Versagen eines Bauteils vorhersagen zu können. Um eine Aussage über die Güte der jeweiligen Hypothese zu erhalten, wird die mittlere Schadenssumme D_m als Gütekriterium eingeführt. Diese mittlere Schadenssumme dient zur Beurteilung der Treffsicherheit verschiedener Schadensakkumulationshypothesen untereinander. D_m beschreibt das Verhältnis von experimentell ermittelter Schwingspielzahl zur rechnerisch bestimmten Schwingspielzahl der jeweiligen Hypothese.

$$D_m = \frac{N_{\text{exper}}}{N_{\text{rechn}, D_{\text{ges}} = 1}} \quad (2-38)$$

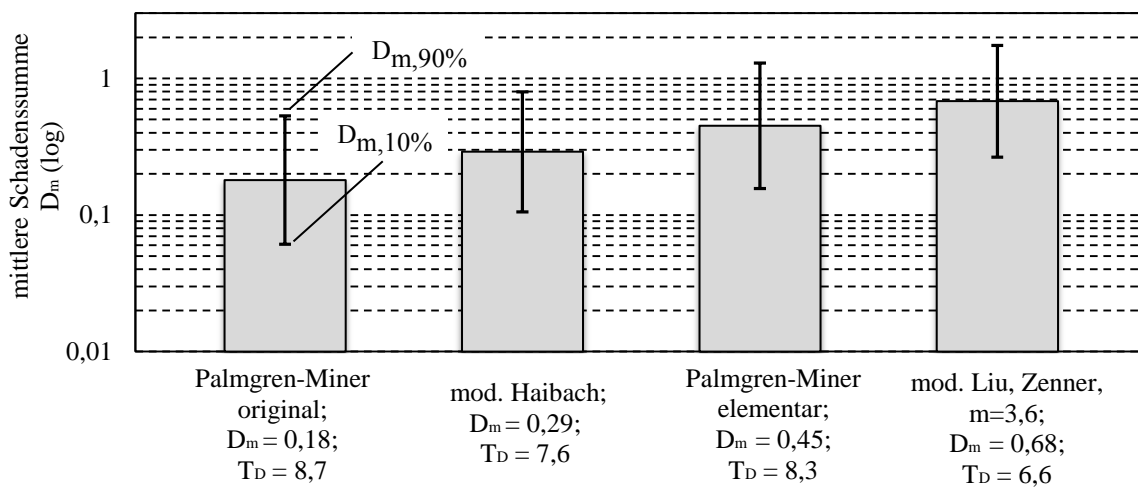
Ein Wert von $D_m = 1$ definiert somit absolute Treffsicherheit bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung. Werte von $D_m < 1$ werden als unsichere und Werte von $D_m > 1$ als sichere Lebensdauerabschätzung interpretiert. Abb. 14 visualisiert diesen Zusammenhang am Beispiel einer experimentell und rechnerisch bestimmten Gaßnerlinie.

Abb. 14: Visualisierung der mittleren Schadenssumme D_m

In Untersuchungen von Hinkelmann, welche insgesamt 255 Versuchsreihen für die Werkstoffgruppe Stahl unter $R = -1$ und unterschiedlicher Kollektivvölligkeit umfassten, wurde die Palmgren-Miner-Regel und dessen Modifikationen hinsichtlich der Treffsicherheit bewertet. Die Lasten wurden zu 94% an gekerbten Probestäben und 6% an glatten Probestäben und anderen Bauteilen unter Zug/Druck, Biegung und Torsion in Form von Randombeanspruchungen aufgebracht. Die Streuspanne T kann für die mittlere Schadenssumme in gleicher Weise berechnet werden, wie für das Verhältnis der Schwingenzahlen $N_{90\%}/N_{10\%}$. Hieraus folgt [Hin 12]:

$$T_D = \frac{D_{m,90\%}}{D_{m,10\%}} = \frac{\left(\frac{N_{\text{exper}}}{N_{\text{rechn}, D_{\text{ges}} = 1}} \right)_{90\%}}{\left(\frac{N_{\text{exper}}}{N_{\text{rechn}, D_{\text{ges}} = 1}} \right)_{10\%}} \quad (2-39)$$

Mittelwerte und Streuspannen der Ergebnisse von Hinkelmann sind in Abb. 15 für die verschiedenen Hypothesen dargestellt. Die Streuspanne T zeigt einen Bereich, in dem 80% aller Werte der mittleren Schadenssumme enthalten sind. Die Grenzbereiche der dargestellten Streuspanne kennzeichnen jeweils die Werte $D_{m,10\%}$ und $D_{m,90\%}$.

Abb. 15: Mittlere Schadenssumme D_m und Streuspannen T_D nach verschiedenen Hypothesen unter Kollektivbelastung für Werkstoffgruppe Stahl und $R = -1$ [Hin 12]

Im Allgemeinen zeigt sich, dass alle in Kapitel 2.1.5 vorgestellten Modifikationen der Palmgren-Miner-Regel treffsicherer sind als das Original. Gegenüber den experimentellen Ergebnissen weicht die Lebensdauerabschätzung trotzdem stark ab. Im Mittel liegen alle Ergebnisse auf der unsicheren Seite, was dazu führt, dass eine zu lange Lebensdauer prognostiziert wird. Die beste Treffsicherheit und geringste Streuspanne liefert dabei die Modifikation nach Liu und Zenner mit einer Neigung der Rissfortschrittswöhlerlinie von $m = 3,6$. Die Ursachen der generell sehr hohen Streuspannen werden durch Hinkelmann [Hin 12] diskutiert. Ähnliche mittlere Abweichungen und Streuspannen lieferten Untersuchungen von Eulitz und Kotte (insgesamt 423 Datensätze), welche Haibach zu entnehmen sind [Hai 06].

Die Auswertungen von Hinkelmann basieren auf experimentellen Daten von Amplitudenkollektiven, welche als Randomversuche ausgeführt wurden. In der Regel ergeben sich in Randomversuchen, verglichen mit Blockprogrammversuchen, kürzere Lebensdauern bis zum Bruch [Hai 06]. Auswertungen von Siemon zeigen allerdings, dass das Aufbringen von Stufenbelastungen als H-L- bzw. L-H-Lastfolge zu lebensdauerverlängernden bzw. -verkürzenden Effekten führen kann. Diese Effekte können durch lineare Schadensakkumulationsmodelle nicht abgebildet werden. Die Abb. 16 und Abb. 17 fassen die von Siemon ausgewerteten 792 Experimente zusammen, welche zwei- bis sechsstufige Versuche unter axialer Zug- und Druckbeanspruchung, Umlaufbiegebeanspruchung und Torsionsbeanspruchung umfassen [Sie 08]. Im Vergleich zu Palmgren-Miner original zeigen sich durch die nichtlinearen Hypothesen bessere Übereinstimmungen mit der experimentellen Schadenssumme bei zugleich geringerer Streuung. Die nichtlineare Schadensakkumulation nach Manson führt hierbei zu den treffsichersten Ergebnissen und den geringsten Streuspannen.

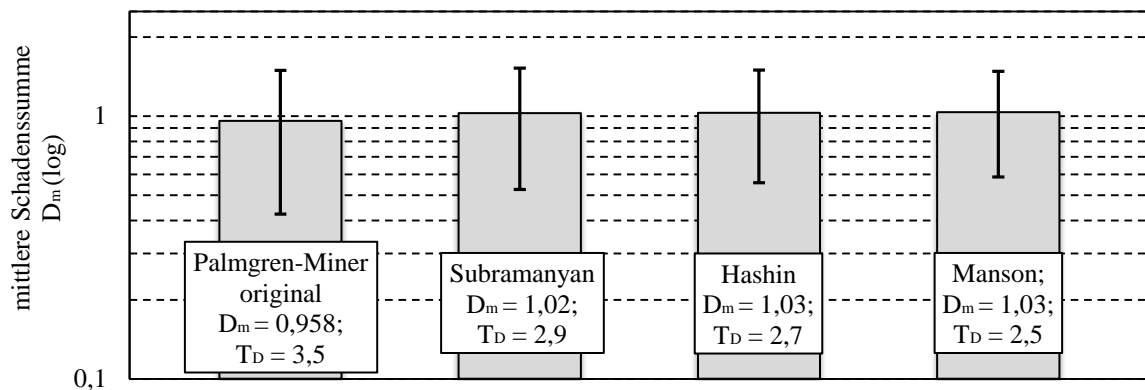


Abb. 16: Mittlere Schadenssummen D_m und Streuspannen T_D nach verschiedenen Hypothesen, unter zwei- bis sechsstufiger Belastung, mod. nach [Sie 08]

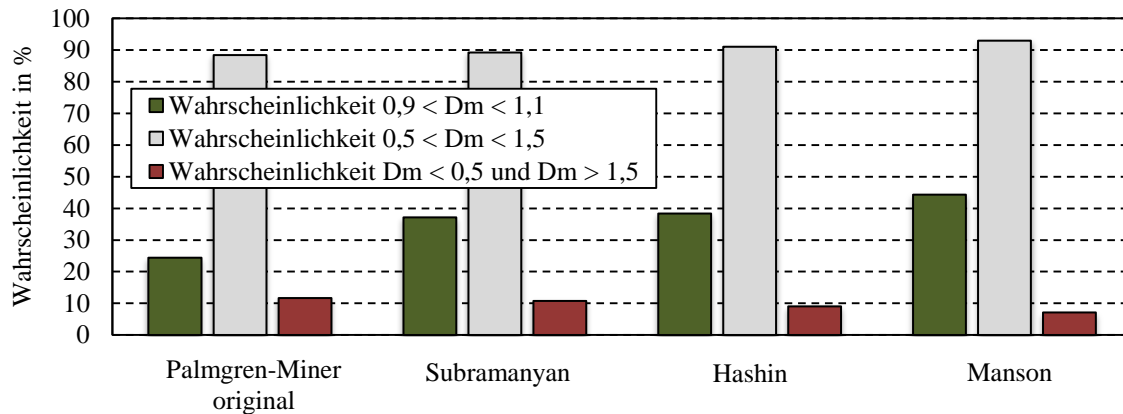


Abb. 17: Wahrscheinlichkeitsverteilung der mittleren Schadenssummen unter verschiedenen Hypothesen, 792 Versuche [Sie 08]

Die im Vergleich zu den Untersuchungen von Hinkelmann deutlich höheren mittleren Treffsicherheiten und geringeren Streuspannen der Hypothese nach Palmgren-Miner original lassen sich auf die unterschiedlichen Kollektivformen (zwei- bis sechsstufige Belastung nach Siemon und Randombelastung von Amplitudenkollektiven nach Hinkelmann) zurückführen.

Generell zeigt sich in den Untersuchungen von Siemon ein Vorteil von nichtlinearen Akkumulationsansätzen, insbesondere unter Stufenbelastungen. L-H- oder H-L-Lastfolgen spielen in der Realität eine untergeordnete Rolle. Allerdings kann die Bewertung von Reihenfolgeeffekten für die Anwendung der Lebensdauerabschätzung im Bereich der Prothetik unter Berücksichtigung von Gewichtszunahme oder Gewichtsabnahme Vorteile bieten. In Kapitel 3.2 erfolgt ein rechnerischer Treffsicherheitsvergleich zwischen linearen und nichtlinearen Hypothesen auf Grundlage der Datenbasis von Hinkelmann [Hin 12].

2.1.8 Anpassung der rechnerisch ermittelten Lebensdauer an empirische Versuchsergebnisse

Relative Palmgren-Miner-Regel

Praktische Erfahrungen zeigen, dass die errechnete theoretische Schadenssumme D_{ges} unter variabler Beanspruchung von dessen tatsächlichem Wert abweichen kann (vgl. Kapitel 2.1.7). Die relative Palmgren-Miner-Regel beschreibt ein Verfahren, welches die Erfahrungen aus experimentellen Schwingfestigkeitsuntersuchungen einfließen lässt. Ziel ist es, das rechnerisch angenommene Versagen des Bauteils bei der Schadenssumme $D_{\text{ges}} = 1$ mithilfe einer tatsächlichen effektiven Schadenssumme D_{eff} zu korrigieren. Zur Anwendung dieser Korrektur werden praxisnahe Versuche durchgeführt, mit denen die Lastwechsel bei Lebensdauerende N_{exper} ermittelt werden. Die rechnerisch ermittelten LW können nachfolgend auf Grundlage der tatsächlichen effektiven Schadenssumme rechnerisch korrigiert werden [Hin 12] [Hai 06]:

$$N_{\text{rechn,korr}} = D_{\text{eff}} \cdot N_{\text{rechn,D}_{\text{ges}}=1} \quad (2-40)$$

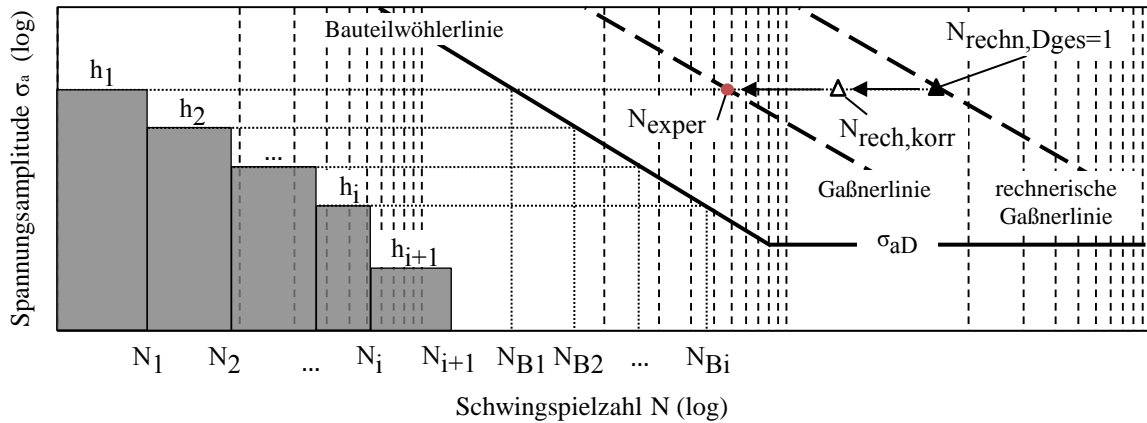


Abb. 18: Korrektur der rechnerischen Schwingenspielzahl mithilfe von D_{eff}

Abb. 18 visualisiert die Korrektur der rechnerischen Schwingenspielzahl mithilfe von D_{eff} . Die relative Palmgren-Miner-Regel dient lediglich zur Anpassung der mittleren Abweichung von experimentellen zu rechnerischen Ergebnissen. Eine reduzierte Streuung der Ergebnisse kann mit diesem Verfahren nicht erreicht werden. Aus diesem Grund werden im Folgenden weitere Verfahren vorgestellt, mit deren Hilfe sowohl die mittleren Abweichungen angepasst, als auch die Streuungen verringert werden können.

Zuhilfenahme des Lebensdauervielfachen

Hinkelmann schlägt zwei unterschiedliche Verfahren vor, welche zur Berechnung der effektiven Schadenssumme jeweils einen Korrektorexponenten vorsehen. Zur Beschreibung dieser Verfahren muss zunächst die Begrifflichkeit des Lebensdauervielfachen näher erläutert werden.

Trägt man die unter Kollektivbelastung rechnerisch ertragbare Schwingenspielzahl bei mehrmaligem Kollektivdurchlauf in Höhe des Kollektivhöchstwertes auf, so ergibt sich daraus die Lebensdauer- bzw. Gaßnerlinie. Das Verhältnis dieser rechnerischen Schwingenspielzahl $N_{\text{rechn,Dges}=1}$ zur Bruchschwingenspielzahl der Wöhlerlinie des Kollektivhöchstwertes \hat{N}_B wird als Lebensdauervielfaches (LV) bezeichnet. Dieser Parameter kann zur Beschreibung der Kollektivform verwendet werden (vgl. Abb. 19) [Hin 12].

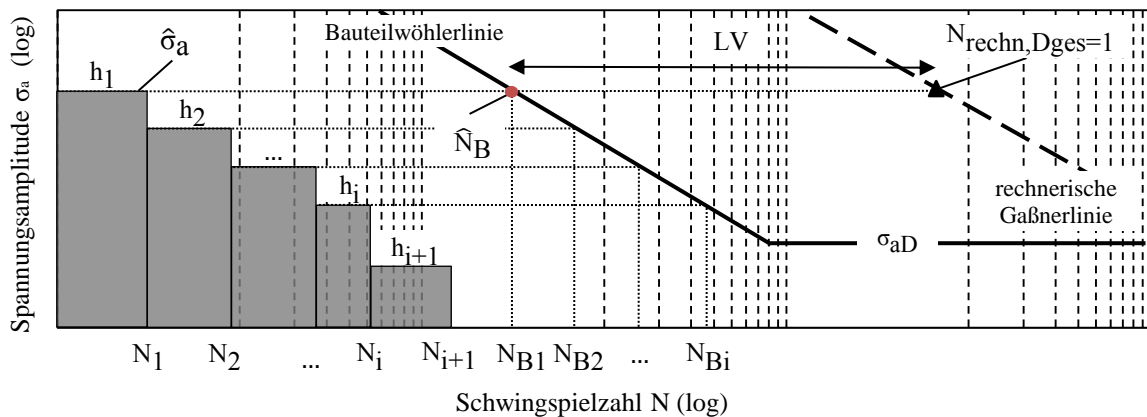


Abb. 19: Visualisierung des LV zwischen Wöhler- und Gaßnerlinie

Das LV legt somit den Abstand zwischen Wöhler- und Gaßnerlinie fest. Die Werte reichen von $LV = 1$ bis $LV = \infty$. Ein Wert von $LV = 1$ beschreibt ein Rechteckkollektiv und führt

somit zum Zusammenfallen von Wöhler- und Gaßnerlinie. Für steigende LV nimmt der Abstand zwischen Wöhler und Gaßnerlinie stetig zu.

Die Kollektivvölligkeit ist neben dem LV ein weiterer Parameter, der die Kollektivform beschreibt. Dieser wird bei identischer Schwingspielzahl als Verhältnis der Spannungsamplituden von Gaßner- und Wöhlerlinie definiert [Hin 12]. Beispielsweise wird ein Rechteck- bzw. Einstufenkollektiv durch ein Völligkeitsmaß von 1 festgelegt [Hin 12].

KF-Verfahren

Grundlage des KF-Verfahrens sind experimentelle Untersuchungen, aus welchen abgeleitet wird, wenig völlige Kollektive mit großen LV stärker zu korrigieren als völlige Kollektive mit kleineren LV. Hinkelmann leitet folgende Korrektorexponenten für verschiedene Modifikationen der Palmgren-Miner-Regel ab (vgl. Tabelle 1).

Modifikation	original	Haibach	elementar	Liu-Zenner
K_{KF}	0,79	0,83	0,88	0,95

Tabelle 1: Faktoren des KF-Verfahrens für die Werkstoffgruppe Stahl [Hin 12]

Die effektive Schadenssumme wird mithilfe des LV und des Korrektorexponenten K_{KF} bestimmt. Je nach Kollektivform bestimmen sich unterschiedliche Werte des LV, weshalb sich unterschiedliche Werte für $D_{eff,KF}$ ergeben [Hin 12].

$$D_{eff,KF} = \left(\frac{N_{rechn,D_{ges}=1}}{\bar{N}_B} \right)^{K_{KF}-1} = (LV)^{K_{KF}-1} \quad (2-41)$$

Bei großen LV und somit wenig völligen Belastungskollektiven ergibt sich ein kleinerer Wert für die effektive Schadenssumme. Der Grad der Anpassung ist jeweils in dem Exponenten K_{KF} enthalten, welcher von Hinkelmann für die Werkstoffgruppe Stahl festgelegt wurde. Nach Hinkelmann ergeben sich für die Werkstoffgruppe Aluminium ähnliche Tendenzen von K_{KF} [Hin 12]. Die effektive Schadenssumme kann vor der Verwendung eines Strukturbauteils rechnerisch mithilfe des LV abgeschätzt werden. Die Berücksichtigung des LV führt dazu, dass sich rechnerisch eine deutliche Reduktion der Streuung der Versuchsergebnisse einstellt (vgl. Abb. 20). Eine gute Treffsicherheit dieses Verfahrens setzt allerdings ein Vorwissen über die zu erwartenden Kollektive voraus.

IMAB-Verfahren

Ein weiteres, von Hinkelmann vorgeschlagenes Verfahren zur Berechnung der effektiven Schadenssumme wird als IMAB-Verfahren vorgestellt. Die Einführung eines Korrektur-Multiplikators K_0 (vgl. Tabelle 2) führt zu der in Formel (2-42) beschriebenen Form der effektiven Schadenssumme. Die leicht angepassten Korrektorexponenten K_{IMAB} und der Korrektur-Multiplikator führen im Vergleich zur KF-Methode zu einer besseren Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen [Hin 12].

Modifikation	original	Haibach	elementar	Liu-Zenner
K_0	1,4	1,9	3,3	2,6
K_{IMAB}	0,75	0,75	0,7	0,8

Tabelle 2: Faktoren des IMAB-Verfahrens für die Werkstoffgruppe Stahl [Hin 12]

$$D_{\text{eff,IMAB}} = K_0 \cdot \left(\frac{N_{\text{rechn,Dges=1}}}{\hat{N}_B} \right)^{K_{\text{IMAB}}-1} = K_0 \cdot (LV)^{K_{\text{IMAB}}-1} \quad (2-42)$$

Experimentelle Versuchsergebnisse zeigen, dass insbesondere bei völligen Kollektiven und somit kleinen LV keine Notwendigkeit besteht, die effektive Schadenssumme rechnerisch anzupassen. Nach Formel (2-43) lässt sich dieser Grenzwert des LV mithilfe der Bedingung $D_{\text{eff,IMAB}} = 1$ bestimmen [Hin 12].

$$\left(\frac{D_{\text{eff,IMAB}}}{K_0} \right)^{\frac{1}{K_{\text{IMAB}}-1}} = LV_{\text{grenz}} \quad (2-43)$$

Für $(N_{\text{rechn,Dges=1}} / \hat{N}_B) \leq LV_{\text{grenz}}$ gilt $D_{\text{eff,IMAB}} = 1$, weshalb keine Anpassung der rechnerisch bestimmten Schwingspielzahl vorgenommen wird. Für $(N_{\text{rechn,Dges=1}} / \hat{N}_B) > LV_{\text{grenz}}$ gilt die Berechnung von $D_{\text{eff,IMAB}}$ nach Formel (2-42).

Treffsicherheit von Lebensdauerkorrekturverfahren unter Anwendung von D_{eff}

Im Folgenden werden die in Kapitel 2.1.4 vorgestellten Standardverfahren zur Lebensdauerabschätzung mit den Ergebnissen unter Anwendung von D_{eff} verglichen. Abb. 20 zeigt einen Vergleich der mittleren Schadenssumme sowie der Streuspanne für die unterschiedlichen Berechnungsverfahren. Als treffsicherstes Lebensdauerkorrekturverfahren ist das „KF-Verfahren mod. Haibach“ und das „IMAB-Verfahren Palmgren-Miner elementar“ zu nennen.

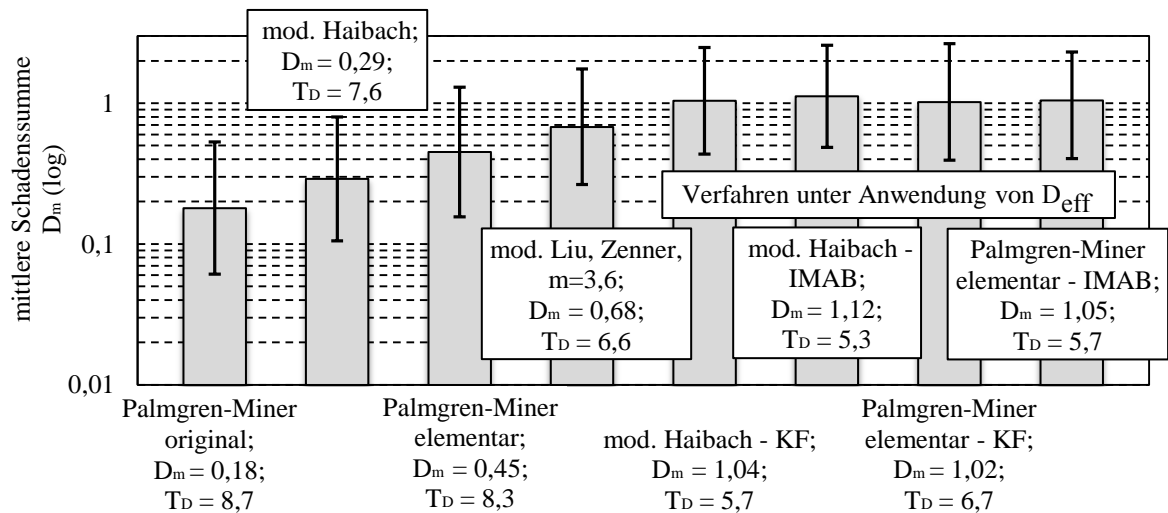


Abb. 20: Mittlere Schadenssumme D_m und Streuspannen T_D nach verschiedenen Hypothesen sowie Lebensdauerkorrekturverfahren unter Kollektivbelastung für Werkstoffgruppe Stahl und $R = -1$ [Hin 12]

Einerseits zeigt sich durch das Anwenden von D_{eff} eine deutlich verbesserte mittlere Treffsicherheit. Andererseits wird durch die Berücksichtigung des LV in der Berechnung von D_{eff} die Streuspanne deutlich reduziert. Inwieweit die nichtlinearen Lebensdauermodelle unter Randombeanspruchung mit den Lebensdauerkorrekturverfahren unter D_{eff} korrelieren, kann an dieser Stelle nicht beurteilt werden. Zur besseren Vergleichbarkeit beider Modelle werden die experimentellen Ergebnisse nach Hinkelmann mit berechneten Ergebnissen nichtlinearer Hypothesen verglichen (vgl. Kapitel 3.2).

2.2 Prothetik

Eine Prothese beschreibt eine künstlich hergestellte Komponente oder Struktur, welche als Ersatz von Gliedmaßen, Organen oder Organteilen dient. Des Weiteren wird zwischen Exo- und Endoprothesen unterschieden. Exoprothesen werden außerhalb des Körpers eingesetzt, wohingegen Endoprothesen innerhalb des Körpers zur Anwendung kommen [Kel 17]. Der Schwerpunkt dieser Arbeit befasst sich mit der Lebensdauerabschätzung von Exoprothesen der unteren Extremität. Da Exoprothesen in der Regel aus unterschiedlichen Modulkomponenten bestehen, wird im weiteren Verlauf von Prothesensystemkomponenten gesprochen. Diese Prothesensystemkomponenten werden während der täglichen Benutzung starken Beanspruchungen ausgesetzt. Dieses Kapitel geht darauf ein, inwieweit diese Beanspruchungen durch den physiologischen Gang erzeugt werden. Weiterhin werden aktuelle Beinprothesen vorgestellt und aufgezeigt, mit welchen Hilfsmitteln die Lastermittlung in der Prothese bisher erfolgte. Prothesensystemkomponenten müssen gewissen Sicherheitskriterien genügen und trotz der starken Beanspruchungen den äußeren Belastungen standhalten. Aus diesem Grund wird abschließend darauf eingegangen, inwieweit Prothesensystemkomponenten strukturmechanisch geprüft werden, um zu gewährleisten, dass eine sichere Verwendung der Prothese möglich ist.

2.2.1 Raumebenen und Lagebezeichnungen

Zur Beschreibung der Lage von Körperstrukturen im Raum sowie zur Definition von Gelenkbewegungen können drei anatomische Ebenen und Achsen definiert werden [Hüt 05]. Die anatomischen Richtungsbezeichnungen bauen im weiteren Verlauf der Arbeit auf den folgenden Definitionen auf.

Die Sagittalebene trennt die linke von der rechten Körperhälfte und wird daher auch als Symmetrieebene bezeichnet. Die Frontalebene teilt den Körper in den vorderen und hinteren Teil. Die Trennung in den oberen und unteren Teil des Körpers wird durch die Transversalebene definiert [Sch 07].

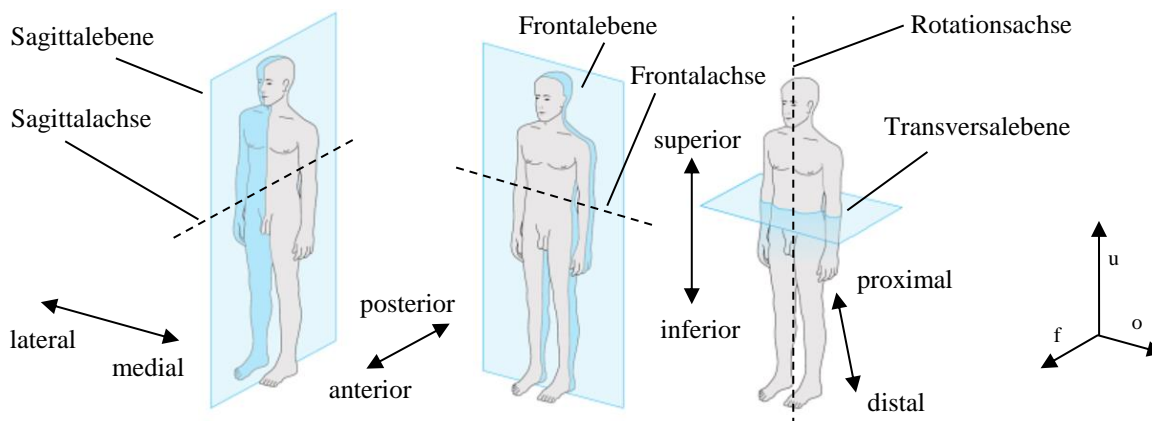


Abb. 21: Körperebenen: Links: Sagittalebene, Mitte: Frontalebene, rechts: Transversalebene, nach [Sch 07], erweitert um anatomische Achsen nach [Sch 00] und Lagebezeichnungen

Die in Abb. 21 dargestellten Ebenen sind Ausgangspunkt für die folgenden richtungsweisenden Definitionen. Medial bedeutet zur Sagittalebene hin gelegen, lateral, von der

Sagittalebene weg gelegen [Sch 07]. Die Begriffe anterior und posterior definieren die Lagebezeichnung zur Vorder- bzw. Rückseite des Körpers gelegen [Sch 00]. Inferior und superior kennzeichnen die Richtungsweisung fußwärts bzw. kopfwärts [Sch 07]. Der Schnittpunkt dieser Ebenen definiert den Körpermittelpunkt. In der Beinprothetik werden häufig die Begrifflichkeiten proximal und distal verwendet. Proximal beschreibt hierbei eine Position, welche näher am Körpermittelpunkt liegt. Distal bedeutet weiter entfernt vom Körpermittelpunkt gelegen [Sch 07].

Durch die Schnittbetrachtung der drei anatomischen Ebenen definieren sich drei Achsen, welche für die Beschreibung von Gelenkbewegungen genutzt werden können. Der Schnitt von Sagittal- und Transversalebene bildet die Sagittalachse (transversosagittale Achse), mit deren Hilfe Adduktion und Abduktion (Anlege- und Abspreizbewegungen) definiert werden. Die Frontalachse (frontotransversale Achse) bildet sich durch den Schnitt der Frontal- und Transversalebene. Extension und Flexion (Streck- und Beugebewegungen) werden mithilfe dieser Achse beschrieben. Rotationsbewegungen um die Körperlängsachse werden durch die Rotationsachse (frontosagittale Achse) definiert. Diese bildet sich durch den Schnitt der Sagittal- und Frontalebene. Die vorgestellten Ebenen- und Lagebezeichnungen beziehen sich auf die Ausrichtung am Körper, was bedeutet, dass sich bei einer Bewegung des Körpers im Raum die Ebenen und Achsen mit dem Körper bewegen [Sch 07] [Hüt 05].

Die Betrachtungen der Kräfte und Momente, welche in den weiteren Kapiteln folgen, beziehen sich auf den Zustand eines gestreckten Prothesenbeins entlang der Prothesenlängsachse. Die Prothesenlängsachse, welche in Bezug auf die Strukturfestigkeitsprüfung nach ISO 10328 (vgl. Kapitel 2.2.6) als u-Achse bezeichnet wird, verläuft wiederum sinnbildlich entlang der Rotationsachse. Aus diesem Grund kann in Analogie zu den von Scheepers und Hüter-Becker definierten anatomischen Ebenen und Achsen von Sagittalmomenten, Frontalmomenten sowie Transversal- bzw. Torsionsmomenten im gestreckten Prothesenbein gesprochen werden.

2.2.2 Physiologischer Gang

Der menschliche Gang besteht aus einem komplexen Zusammenwirken von Kräften, welche alternierend und wiederkehrend während des sogenannten Gangzyklus auftreten. Obwohl der Gang individuell unterschiedlich ausgeprägt ist, sind die grundlegenden Prinzipien des Bewegungsablaufs identisch. Der Gangzyklus lässt sich in unterschiedliche Phasen unterteilen, aus welchen, in Abhängigkeit der Winkelstellung des Kraftvektors zum Körperschwerpunkt, verschiedene Kräfte und Momente resultieren [Per 03b].

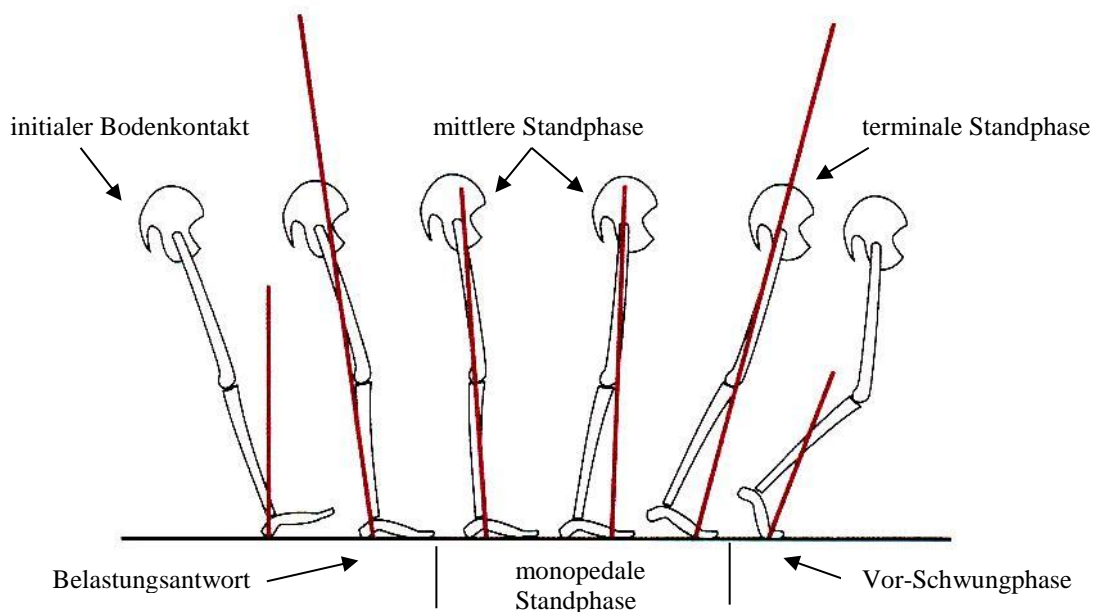


Abb. 22: Beziehung zwischen Kraftvektor und Zeitpunkt der Gangphase, Sicht auf Sagittalebene [Per 03b]

Abb. 22 zeigt eine Übersicht der verschiedenen Phasen des Gangzyklus, welcher von dem initialen Bodenkontakt bis zur Vor-Schwungphase reicht. Ebenfalls dargestellt ist die Stellung des resultierenden Kraftvektors. Während des initialen Bodenkontakts beim Fersenauftritt verläuft der Kraftvektor anterior des Kniegelenks und verlagert sich zunehmend während des Aufbaus der Vertikalkraft nach posterior, da der Bodenkontakt zunimmt. Dieser Zustand hat ein Flexionsmoment (Beugemoment) zur Folge und wird als Belastungsantwort bezeichnet [Per 03b]. Das Bein trägt zu diesem Zeitpunkt das Körpergewicht mit einer gleichzeitigen Abwärtsbewegung des Körperschwerpunkts und einer Beschleunigung des Körpergewichts. Während des Gehens mit einer Geschwindigkeit von ca. 80 m/min, wird ein Wert von ca. 110% der körpereigenen Vertikalkraft erreicht. Abb. 23 zeigt diesen Zusammenhang für eine Person mit einem Körpergewicht von ca. 85 kg und einer Ganggeschwindigkeit von ca. 80 m/min [Per 03b].

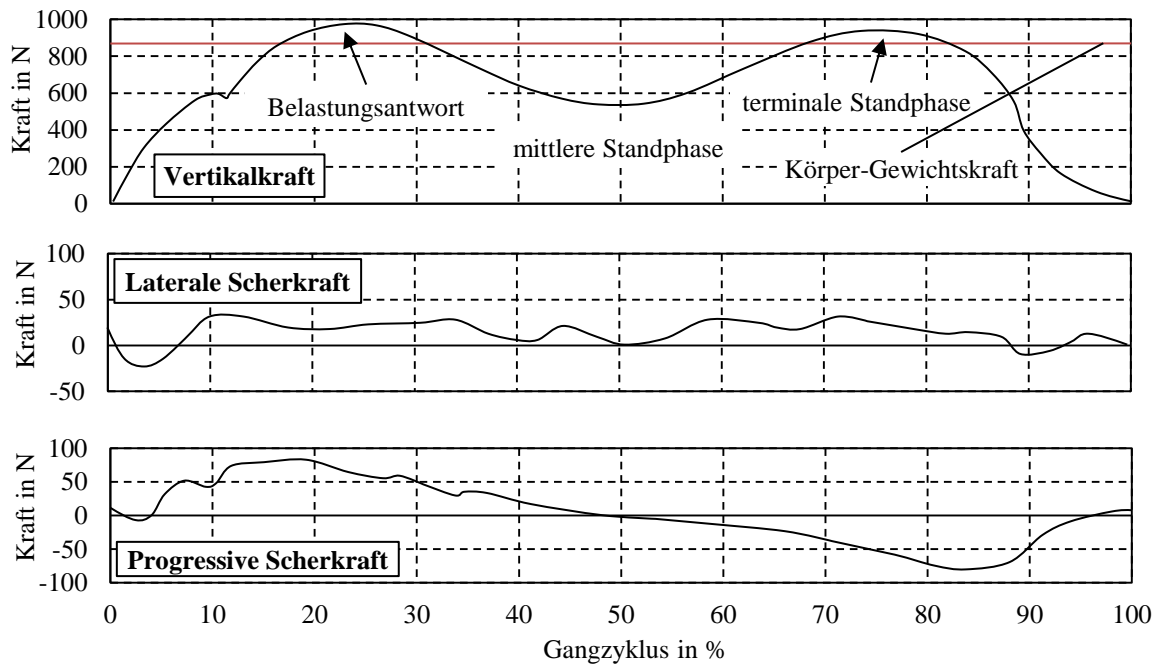


Abb. 23: Bodenreaktionskräfte für Gangzyklus mit ca. 80 m/min, mod. nach [Per 03b]

Während der monopodalen Standphase führt die vorwärtsgerichtete Bewegung des Körpers zu einer Verlagerung des Vektors nach anterior. Daraus resultiert eine Verringerung des Flexionsmoments sowie eine Neutralstellung in der Mitte der Standphase, in welcher das Sagittalmoment im Kniedrehpunkt den Wert 0 erreicht [Per 03b]. Die vertikale Bodenreaktionskraft sinkt während der mittleren Standphase ab, was auf das Durchschwingen des kontralateralen Beins und das Anheben des Körperschwerpunkts zurückzuführen ist [Per 03b]. Der Vektor rückt im Folgenden weiter nach anterior vor das Kniegelenk, woraus ein Extensionsmoment (Streckmoment) während der terminalen Standphase resultiert. Am Ende der terminalen Standphase erreicht die Vertikalkraft wiederum ein Maximum, welches oberhalb der körpereigenen Gewichtskraft liegt und durch eine abwärtsgerichtete Beschleunigung mit einhergehender Absenkung des Körperschwerpunkts verursacht wird [Per 03b]. Durch die weitere Vorverlagerung des Körperschwerpunkts rückt der Vektor wieder in Richtung posterior und somit in Richtung des Kniedrehpunkts, was in der Vor-Schwungphase die Knieflexion einleitet. Die Vertikalkraft nimmt in diesem Zustand zunehmend ab [Per 03b].

Während des ruhenden Stands verläuft der Kraftvektor vertikal zwischen den sich im Bodenkontakt befindenden Füßen. Wird der rechte Fuß vom Boden abgehoben, geht das Kräftegleichgewicht verloren und die Körpermasse verlagert sich nach lateral. Dieses Ungleichgewicht wird durch die Muskelmasse des Hüftgelenks stabilisiert (vgl. Abb. 24) [Per 03b].

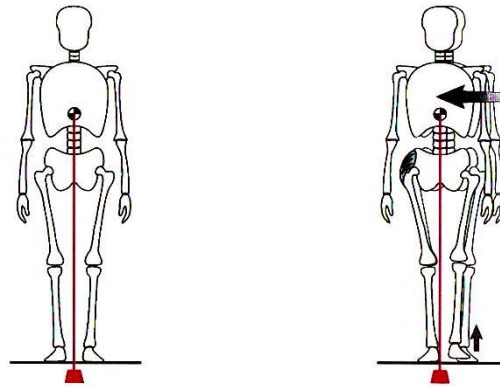


Abb. 24: Links: Verlauf der Schwerkraftlinie bei ruhendem Stand, rechts: Verlagerung des Körpervektors bei Gangzyklus, Sicht auf Frontalebene [Per 03b]

Zwei Phasen des Gangzyklus sind hinsichtlich der resultierenden Momente besonders bedeutsam. Der erste Zustand tritt kurz nach dem initialen Bodenkontakt auf, während die Bodenreaktionskraft ein erstes Maximum erreicht (Belastungsantwort). Die Vektorlage zu diesem Zeitpunkt führt besonders im Hüft- und Oberschenkelbereich zu starken Drehmomenten, insbesondere Frontalmomenten. Der zweite Zustand tritt beim Abstoßen des Vorfußes auf (terminale Standphase), mit einer vertikalen Bodenreaktionskraft, welche ein ähnliches Kraftniveau erreicht wie bei dem ersten Zustand. In diesem zweiten Zustand tritt das maximale Moment (Sagittalmoment) aufgrund des anterior zum Kniegelenk gelegenen Kraftvektors vorwiegend im Knöchelgelenk auf. Für die Prüfungen von Prothesenkomponenten sind diese zwei Zustände besonders entscheidend, da sie die maximalen Belastungen während des Gangzyklus definieren. In der Prüfung nach ISO 10328, welche in Kapitel 2.2.6 näher erläutert wird, werden diese Zustände als Grundlage für die Strukturfestigkeitsprüfung verwendet und als Prüflastbedingung I (Belastungsantwort) und Prüflastbedingung II (terminale Standphase) bezeichnet [Iso 07].

2.2.3 Beinprothesen

Die Funktion einer jeden Beinprothese ist es, die Symmetrie der Kräfte und Bewegungen sicherzustellen, um das physiologische Gangbild des Menschen bestmöglich nachzubilden. Beinprothesen gab es dabei schon vor mehreren tausend Jahren, wobei sich die Versorgungsqualität und der Funktionsumfang von Prothesen stetig verbessert haben [Oeh 16].

Eine Oberschenkel-Beinprothese setzt sich aus verschiedenen Modulkomponenten zusammen. Im Allgemeinen zählen hierzu der Prothesenschaft, die eigentliche Beinprothese und ein Prothesenfuß. Der Prothesenschaft stellt die Anbindungsfläche der Prothese zum Stumpf des Amputierten dar und sorgt für die Krafteinleitung in die Prothesenstruktur. Das Kniegelenk und das Fußteil bilden in ihrer Gesamtfunktion den Gangzyklus nach. Abb. 25, links, zeigt den Gesamtaufbau eines Modular-Prothesensystems.



Abb. 25: Links: Modular-Prothesensystem [Ott 13], Mitte: Mechatronisches Kniegelenk C-Leg [Kam 15], rechts: Mechanisches Kniegelenk 3R80 [Kra 15]

Die Einführung des ersten mechatronischen Kniegelenks durch die Otto Bock HealthCare GmbH mit dem Namen C-Leg (vgl. Abb. 25, Mitte) setzte im Jahr 1997 einen neuen Standard in der Versorgung von Oberschenkelamputierten [Oeh 16]. Derartige Kniegelenke verfügen über eine Linearhydraulik, mit welcher die Flexion und Extension stufenlos über Mikroprozessoren gesteuert werden können. Der Funktionsumfang dieser Kniegelenke ermöglicht es, spezielle Bewegungsabläufe wie das gedämpfte Abwärtsgehen auf Treppen und Rampen sowie das Gehen bei verschiedenen Geschwindigkeiten bei gleichzeitig hoher Sicherheit zu realisieren [Kam 15].

Neben diesen mechatronischen Kniegelenken existiert weiterhin eine Vielzahl rein mechanischer Gelenke. Ein solches Gelenk zeigt Abb. 25, rechts. Das 3R80 von der OBHC verfügt über eine Rotationshydraulik und ermöglicht ebenfalls, Dämpfungseinstellungen an der Hydraulik vorzunehmen. Das Gelenk unterscheidet zwischen der Schwung- und Standphase, ist aber im Vergleich zu mechatronischen Gelenken nicht in der Lage, die Dämpfung situationsabhängig stufenlos und mechatronisch anzupassen.

Der sich ständig erweiternde Funktionsumfang von Beinprothesen führt zu erweiterten Nutzungseigenschaften, wozu beispielsweise sportliche Aktivitäten oder neue Bewegungsabläufe zählen. Zudem zeigt sich die gesellschaftliche Tendenz, dass die Menschen im Durchschnitt immer schwergewichtiger werden [Oeh 16]. Dies sind Gründe, warum die Belastungen auf die Prothesenstruktur steigen. Auch regionale Einflüsse und die damit einhergehende Versorgungsqualität und Versorgungstechnik, die Amputationsursache sowie das Patientenalter wirken sich auf die Belastungen der Prothesenstruktur aus. Die steigenden Belastungen sowie die Streuung der Belastungen zeigen, dass die Lastermittlung und die Schadensakkumulation in der Prothetik zunehmend an Bedeutung gewinnen.

2.2.4 Systeme zur Belastungsmessung in der Beinprothese

Aus zuletzt genannten Gründen wird es zukünftig umso wichtiger, die Belastungen während der täglichen Nutzung messen und bewerten zu können. Zur Ermittlung der Belastungen in der Prothese werden stationäre oder mobile Messsysteme eingesetzt. In Muro-de-la-Herran [Mur 14], Liu [Liu 10] und Tao [Tao 12] wird eine umfangreiche Übersicht über Methoden der Ganganalyse gegeben. Hier stehen allerdings die Ermittlung der Bodenreaktionskräfte sowie die Bewegung von Körpersegmenten zueinander im Vordergrund. Die

Berechnung der in der Prothesenstruktur wirkenden Belastungen kann demnach nur unter Zuhilfenahme der ermittelten Bodenreaktionskräfte erfolgen. Zudem ist das Wissen über die Stellung der Prothesenkomponenten zueinander erforderlich, was zusätzliche Sensorik erfordert und daher für eine dauerhafte mobile Messanwendung eher ungeeignet erscheint. Zur direkten Belastungsmessung sollten Messsysteme verwendet werden, welche in den Kraftfluss der Prothese integriert werden können.

Ein fehlerhafter Aufbau der Prothese führt zu einem unnatürlichen Gangbild und zu ungewollt hohen Kräften und Momenten während des Gangzyklus. Zur qualitativen Überprüfung des Prothesenaufbaus haben einige Unternehmen, z.B. College Park Industries, kommerzielle mobile Messsysteme entwickelt, welche sich in den Prothesenaufbau integrieren lassen (vgl. Abb. 26, links und Mitte). Diese Messsysteme sind in der Lage, die Belastungen während des Gangzyklus zu erfassen und dem Orthopädietechniker wichtige Information zum Versorgungszustand des Amputierten zu übermitteln.



Abb. 26: Links: Smart Pyramid, Orthocare Innovations LLC [Ort 15a], Mitte: ipecsLAB College Park Industries [Col 16], rechts: Oktapod, OBHC [Oeh 16]

Von der OBHC wurde ein System mit dem Namen Oktapod für Forschungszwecke entwickelt (vgl. Abb. 26, rechts), welches Kräfte und Momente in der Prothese erfassen kann. Der DMS-bestückte Messkörper wurde im Rahmen einer einjährigen Studie von Oehler eingesetzt, um Belastungsmessungen an Oberschenkelamputierten durchzuführen. Auf die Ergebnisse dieser Studie wird in Kapitel 4 näher eingegangen.

All diese Messsysteme haben gemeinsam, dass mittels DMS-Technologie die Kräfte und Momente während des Gangzyklus ermittelt werden, um diese mit Referenzdaten vergleichen zu können. Vorranging analysieren die Systeme die Versorgungsqualität des Amputierten. Eine Berechnung der Schädigung wird bei keinem der vorgestellten Messsysteme durchgeführt [Ort 15b] [Col 16] [Oeh 16].

2.2.5 Systeme zur Schadensanalyse in der Beinprothese

Generell sind aus der Literatur keine Systeme bekannt, bei denen eine klassische Schadensanalyse und Lebensdauerabschätzung, wie sie im Bereich der Betriebsfestigkeit zum Einsatz kommt, auf Strukturteile in Prothesen angewendet wird. Erste Ansätze werden von Wulff und Borgwardt vorgestellt. Verwendet wird ein sogenannter Kronenindikator, welcher aus einem ringförmigen, metallischen Grundkörper mit daran angeordneten Lamellen besteht. Dieser Kronenindikator ist für den Einsatz in zylindrischen Rohren vorgesehen, wie sie in der Prothetik häufig als Verlängerungselemente eingesetzt werden. Die äußeren Belastungen der Prothese führen zu einer Verformung des Rohres und der Lamellen innerhalb des Rohres. Die Belastung der Lamellen verhält sich demnach proportional zur äuße-

ren Belastung der Prothese. Die schwingenden Belastungen der Prothese führen schlussendlich zur Schädigung und zum Bruch einzelner Lamellen. Die Schädigung der Lamellen stellt folglich ein Maß für die Schädigung der Prothese dar [Wul 09a]. Des Weiteren wird von Wulff, Gallinger und Motschmann ein Beanspruchungsindikator vorgestellt, welcher in den Prothesenaufbau integriert wird und durch ein Anzeigeelement, in Form einer Elektrolysezelle, auf das Maß der Beanspruchung in der Prothese schließen lässt [Wul 09b] [Wul 09c] [Wul 11]. Für die Beurteilung der Schädigung ist dieses Verfahren allerdings ungeeignet, da durch das elektrolytische Anzeigeelement ein zu großer Informationsverlust der Beanspruchungshistorie resultiert. Der Beanspruchungsindikator sowie die Limitation der zugrundeliegenden Technologie wird zu Beginn des Kapitels 7 detaillierter beschrieben.

Das in dieser Arbeit entwickelte Messsystem stellt einen neuen Ansatz dar. Der Fokus dieses Systems liegt auf der Ermittlung der schadensrelevanten Belastungen sowie einer Verarbeitung der Daten in einer Schadensakkumulationsrechnung. Des Weiteren soll das Messsystem möglichst energiesparend betrieben werden. Im Gegensatz zu den in Kapitel 2.2.4 vorgestellten Systemen werden daher piezokeramische Sensoren an Stelle von Dehnungsmessstreifen eingesetzt.

2.2.6 Strukturfestigkeitsprüfung ISO 10328

Die ISO 10328 ist eine internationale Norm, in welcher Verfahren für die statische und zyklische Festigkeitsprüfung an Prothesen sowie Prothesenkomponenten der unteren Extremität festgelegt sind. Die Norm gliedert sich in unterschiedliche Teilbereiche, welche die Hauptprüfung der Prothesenstruktur, eine Zusatzprüfung gegen Torsion, die Prüfvorschrift von Knöchel-Fuß-Komponenten und Fußeinheiten sowie die Prüfung der statischen Grenzfestigkeit der Kniebeugung von Kniegelenken und Kniegelenkssperren definieren [Iso 07]. Die Prüfvorschrift für Knöchel-Fuß-Komponenten und Fußeinheiten ist detaillierter in der ISO 22675 beschrieben [Iso 16b]. In dieser Arbeit liegt der Fokus auf der Hauptprüfung der Struktur sowie der Zusatzprüfung gegen Torsion. Abb. 27 zeigt einen Ablaufplan der durchzuführenden Prüfungen der ISO 10328. Die nach der ISO 10328 bezeichnete dynamische Belastung entspricht in Anlehnung an das Themenfeld der Betriebsfestigkeit einer schwingenden bzw. zyklischen Belastung.

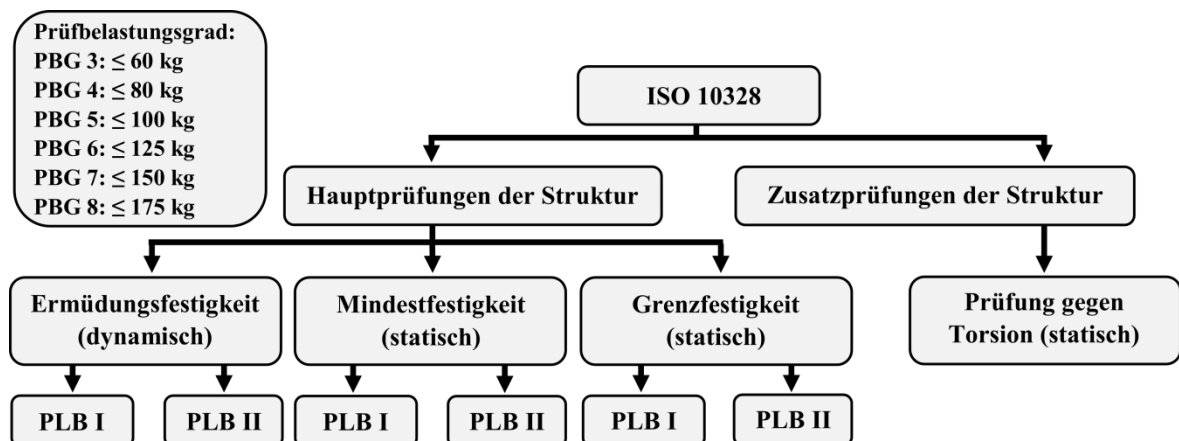


Abb. 27: Eigene Darstellung des Prüfablaufs nach ISO 10328 [Iso 16a]

Im Folgenden wird ein Überblick über die wichtigsten Grundlagen dieser Norm gegeben, da im weiteren Verlauf der Arbeit inhaltliche Referenzen zu dieser Norm hergestellt werden.

2.2.6.1 Prüfbelastungsgrade (PBG)

Die Charakteristik der Fortbewegung eines Amputierten hängt von mehreren Faktoren ab. Dazu zählen das individuelle physiologische Gangbild, die Güte der prothetischen Versorgung sowie die physische Kondition des Amputierten. Desgleichen kann eine Veränderung des Lebensstils dazu führen, dass die Gebrauchseigenschaften der Prothese variieren [Iso 07]. Aus den genannten Gründen werden in der ISO 10328 unterschiedliche Prüfkategorien gebildet, welche wiederum verschiedene Prüfbelastungsgrade erfordern. Letztere sind durch unterschiedliche Belastungen sowie deren Hebelarme festgelegt [Iso 07].

Durch die Prüfbelastungsgrade, die sogenannte Reihe P, werden Lastzustände beschrieben, welche für Prothesen der unteren Extremität von Erwachsenen gelten. Die individuellen Belastungswerte der Prüfbelastungsgrade beruhen auf Daten, welche im Rahmen der Erarbeitung der ISO 10328 ermittelt wurden. PBG 5 resultiert aus einer Datenbasis von Amputierten, deren Körpermasse ≤ 100 kg beträgt (vgl. Abb. 27). Analog zu PBG 5 definiert sich PBG 4 für ≤ 80 kg und PBG 3 für ≤ 60 kg Körpergewicht [Iso 07]. Der Bedarf an Prothesen, welche größeren Körpergewichten standhalten können, hat dazu geführt, nachträglich weitere Prüfbelastungsgrade einzuführen. Zusätzlich eingeführte Prüfbelastungsgrade wie PBG 6, PBG 7 und PBG 8 gelten für Amputierte mit einem Körpergewicht ≤ 125 kg, ≤ 150 kg und ≤ 175 kg und sind der Fassung der ISO 10328 aus dem Jahr 2016 entnommen [Iso 16a].

2.2.6.2 Prüflastbedingungen (PLB)

Die Komplexität der einwirkenden Belastungen, denen Prothesen und deren Strukturteile der unteren Gliedmaßen beim Gebrauch durch den Amputierten ausgesetzt sind, erfordert es, mehrere Arten von statischen und dynamischen Prüfungen durchzuführen. Man unterscheidet zwischen Haupt- und Zusatzprüfungen der Struktur, wobei bei jeder Art von Prüfung eine oder zwei Prüflastbedingungen festgelegt werden [Iso 07].

Bei der Hauptprüfung der Struktur wird sowohl statisch als auch dynamisch in zwei Prüflastbedingungen unterschieden. Die Prüflastbedingungen gliedern sich in PLB I und PLB II, wobei diese auf die Maximalwerte zu den unterschiedlichen Zeitpunkten des Gangzyklus bezogen sind [Iso 07]. Der Verlauf des Gangzyklus ist in Kapitel 2.2.2 näher erläutert.

Prüflastbedingung I bezieht sich auf den in der frühen Standphase des Gangzyklus auftretenden Maximalwert, die sogenannte Belastungsantwort bzw. Fersenbelastung [Iso 07].

Prüflastbedingung II bezieht sich auf den in der späten Standphase des Gangzyklus auftretenden Maximalwert, die sogenannte terminale Standphase bzw. Vorfußbelastung [Iso 07].

Die Bezugsebenen und deren Abstände sind in Abb. 28 dargestellt. Die Lage der Wirkungslinie der Belastung im Koordinatensystem ist dreidimensional (vgl. Abb. 29). Die Werte der spezifischen Hebelarme und Prüfkkräfte für die Prüflastbedingungen sind Tabelle 17 bis Tabelle 26 im Anhang A2 zu entnehmen.

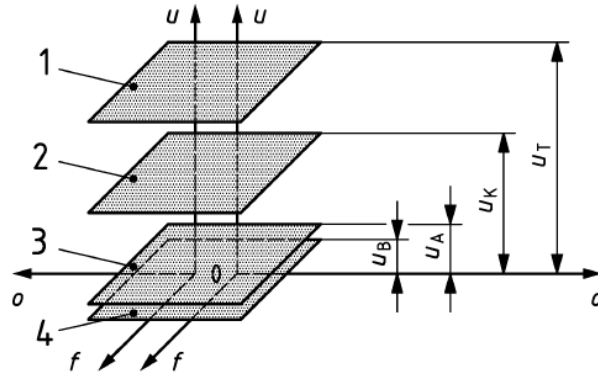


Abb. 28: Koordinatensystem, Pos. 1: Obere Bezugsebene, Index T, Pos. 2: Knie-Bezugsebene, Index K, Pos. 3: Knöchel-Bezugsebene, Index A, Pos. 4: Untere Bezugsebene, Index B, u_T Abstand vom Ursprung zur oberen Bezugsebene, u_K : Abstand vom Ursprung zur Knie-Bezugsebene, u_A : Abstand vom Ursprung zur Knöchel-Bezugsebene, u_B : Abstand vom Ursprung zur unteren Bezugsebene [Iso 07]

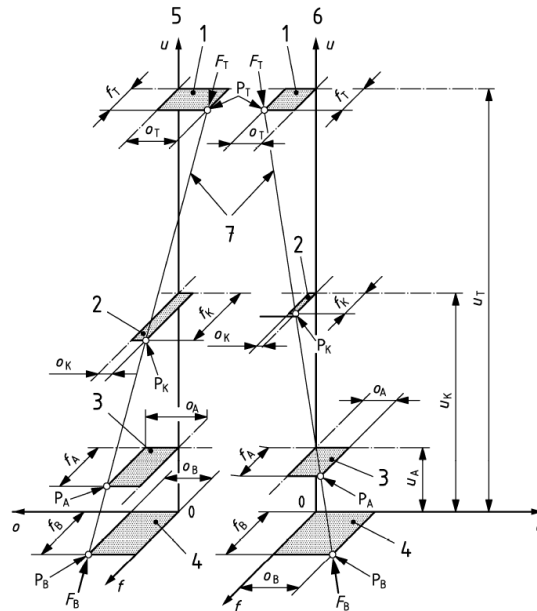


Abb. 29: Dreidimensionale Wirkungslinie des Kraftvektors, Pos. 5: Rechtes Bein, Pos. 6: Linkes Bein, Pos. 7: Belastungslinie, P_T : Oberer Kraftangriffspunkt, P_K : Bezugspunkt Kniebelastung, P_A : Bezugspunkt Knöchelbelastung, P_B : Unterer Kraftangriffspunkt [Iso 07]

Aufgrund der Wirkungslinie der Kraft resultieren in den Raumebenen in Abhängigkeit der Hebelarme und der Prüflastbedingungen unterschiedliche Momente auf die Prothesenstruktur. Abb. 30 zeigt diese Momente für die Bezugspunkte des Knöchel- und Kniegelenks und der Prüflastbedingungen I und II.

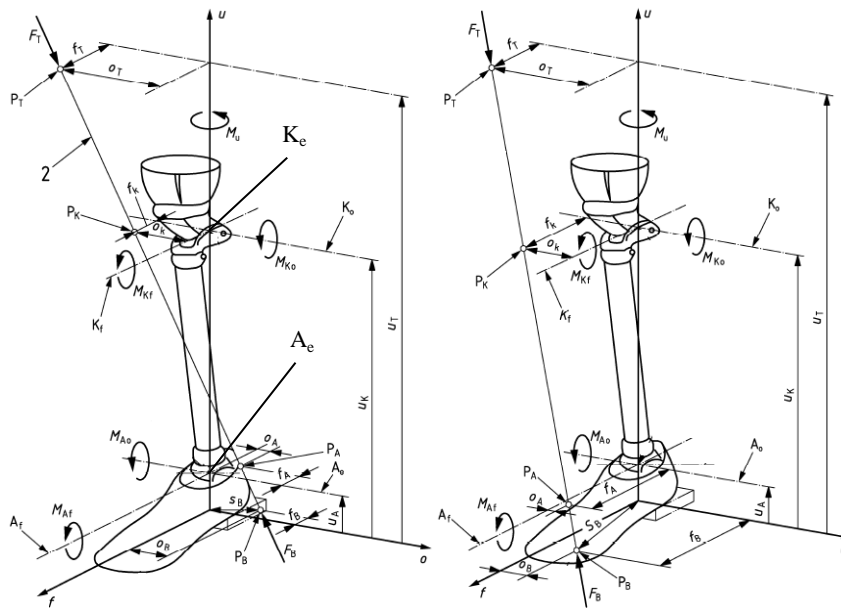


Abb. 30: Links: Linkes Bein mit PLB I, rechts: Linkes Bein mit PLB II, M_{Af} : Knöchelmoment in Frontalebene, M_{Ao} : Knöchelmoment in Sagittalebene, M_{Kf} : Kniemoment in Frontalebene, M_{Ko} : Kniemoment in Sagittalebene, M_u : Torsionsmoment, K_e : Effektiver Mittelpunkt Kniegelenk, A_e : Effektiver Mittelpunkt Knöchelgelenk [Iso 07]

Die resultierenden Momente können in Abhängigkeit der aufgebrachten Kräfte aus Tabelle 23 bis Tabelle 26 in Anhang A2 entnommen werden. Die ISO 10328 umfasst neben der Hauptprüfung der Struktur weitere Zusatzprüfungen. Bei der statischen Zusatzprüfung gegen Torsion wird eine Torsionsbelastung als Drehmoment um die u -Achse des Bauteils aufgebracht [Iso 07].

2.2.6.3 Hauptprüfung der Struktur

Die Hauptprüfung der ISO 10328 gliedert sich in einen statischen und dynamischen Teil. Der statische Teil dieser Hauptprüfung setzt sich aus der Überprüfung der Mindestfestigkeit sowie der Grenzfestigkeit zusammen. Allgemein dient dies dem Nachweis der Strukturfestigkeit der Prüfkörper unter extremen Belastungssituationen. Entsprechende Belastungen sind als Einzelereignisse anzusehen und treten in der Regel nicht sehr häufig auf. Der dynamische Teil der Hauptprüfung simuliert Belastungen, wie sie beim Gehen in der Ebene auftreten. Derartige Belastungen stellen wiederkehrende Belastungsfolgen dar, weshalb diese in entsprechend hoher Anzahl abgeprüft werden [Iso 07].

Mindestfestigkeit (statisch)

Die Prüfung der statischen Mindestfestigkeit simuliert extreme Belastungen, die bei der Verwendung der Prothese gelegentlich auftreten können. Die Prüfkraften für die statische Mindestfestigkeit F_{sp} sind in Tabelle 20 und Tabelle 21 im Anhang A2 für die PLB und entsprechenden PBG aufgeführt. Der Prüfkörper muss den Belastungen ohne Bruch bei einer maximal zulässigen Verformung von 5 mm standhalten. Hält der Prüfling der Prüfkraft nicht stand oder überschreitet der Prüfling die zulässige plastische Verformung von 5 mm, so gilt die Prüfung als nicht bestanden. Des Weiteren darf diese Prüfung keine Funktionseinschränkung des Prüfkörpers zur Folge haben [Iso 07].

Grenzfestigkeit (statisch)

Die Prüfung der statischen Grenzfestigkeit stellt eine einmalige Überlast dar, welche bei Verwendung von Prothesen auftritt und bis zur Funktionsuntauglichkeit führen kann. Nach Ausrichtung der Hebelarme (vgl. Anhang A2, Tabelle 17) wird die Prüfkraft F mit konstanter Belastungsgeschwindigkeit erhöht, bis ein Versagen des Prüfkörpers (Anriss bzw. Bruch) auftritt oder die Prüfkraft der statischen Grenzfestigkeit $F_{su,upper,level}$ erreicht ist. Sollte der Prüfkörper der Belastungskraft $F_{su,upper,level}$ nicht ohne Versagen standhalten können, so muss der Höchstwert der Prüfgrenzkraft F_{su} ohne Anriss oder Bruch des Prüfkörpers mindestens $F_{su,lower,level}$ entsprechen [Iso 07]. Entgegen der Prüfung der Mindestfestigkeit gibt es bei der Grenzfestigkeit keine Anforderung hinsichtlich der maximal zulässigen plastischen Verformung des Prüfkörpers.

Ermüdungsfestigkeit (dynamisch) unter schwingender Belastung

Der dynamische Teil der Hauptprüfung dient zur Beurteilung der zyklischen Strukturfestigkeit der Prüfkörper. Auf den Prüfkörper wird die in Tabelle 20 im Anhang A2 aufgeführte Prüfkraft F_{cmax} bei entsprechender PLB und PBG aufgebracht. Die schwingende Belastung trägt die in Abb. 31 dargestellte Form [Iso 07].

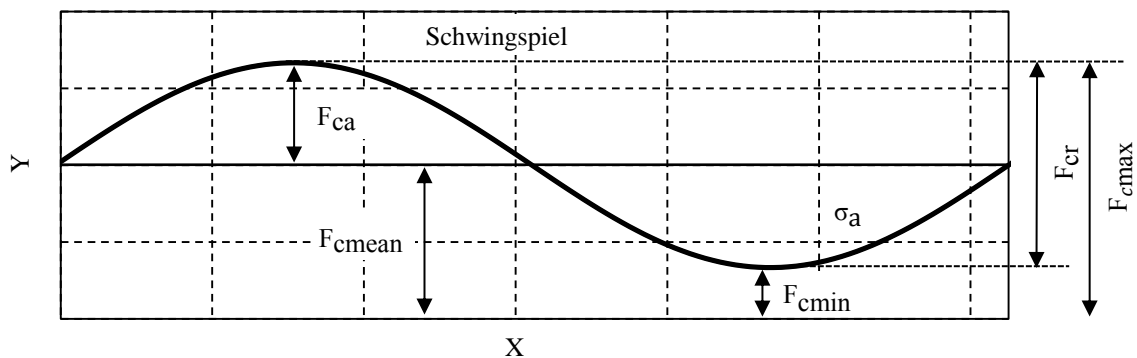


Abb. 31: Parameter zur Bestimmung der schwingenden Belastung für die dynamische Hauptprüfung, Pos. X: Zeit, Pos. Y: Prüfkraft, Pos. F_{cmax} : Maximale Prüfkraft, Pos. F_{cmin} : Minimale Prüfkraft, Pos. F_{cr} : Bereich der pulsierenden Prüfkraft, Pos. F_{ca} : Amplitude der pulsierenden Prüfkraft, Pos. F_{cmean} : Mittlere Prüfkraft [Iso 07]

Die pulsierende Prüfkraft beschreibt die Form einer Sinuswelle [Iso 07]:

$$F_c(t) = F_{cmean} + F_{ca} \cdot \sin(\omega t) \quad (2-44)$$

mit	$F_{cmean} = 0,5 \cdot (F_{cmin} + F_{cmax})$	Mittlere Prüfkraft
	$F_{ca} = 0,5 \cdot F_{cr}$	Amplitude der pulsierenden Prüfkraft
	$\omega = \frac{f}{2\pi}$	Kreisfrequenz

Der Prüfkörper wird einer Anzahl von $3 \cdot 10^6$ Lastzyklen ausgesetzt. Während dieser Zeit werden die mittlere Prüfkraft und die Kraftamplitude konstant gehalten. Das Prüfkollektiv entspricht folglich einem Rechteckkollektiv mit dem Formparameter $v = \infty$. Bei Prüffrequenzen > 1 Hz muss sichergestellt sein, dass dynamische Masseneffekte oder spezielle Materialeigenschaften, z.B. Kriechen, Relaxation oder unzulässig hohe Materialerwär-

mung bei Kunststoffteilen, die Wellenform nicht beeinflussen [Iso 07]. Die Prüfung wird so lange fortgesetzt, bis materielles Versagen eintritt oder die genannte Anzahl von Lastzyklen erreicht ist. Abschließend wird der Prüfkörper einer Abschlussprüfkraft F_{fin} ausgesetzt. Die Prüfung gilt als bestanden, wenn der Prüfkörper der dynamischen Prüfung standhält und die bleibende plastische Verformung nach Aufbringen der Abschlussprüfkraft maximal 5 mm beträgt [Iso 07].

2.2.6.4 Statische Zusatzprüfung gegen Torsion

Zusätzlich zu der statischen und dynamischen Hauptprüfung wird jede Probe einer einmaligen Torsionsbelastung ausgesetzt. Der Einbau wird so vorgenommen, dass der Probenkörper vollständig entlang der u-Achse gestreckt ist. Sowohl der effektive Mittelpunkt des Knöchelgelenks als auch der effektive Mittelpunkt des Kniegelenks befinden sich somit auf dieser Achse (vgl. Abb. 30). Das Torsionsmoment wird anschließend mit einer gleichmäßigen Geschwindigkeit bis M_{u-max} aufgebracht. Die Prüfung wird gleichermaßen für die positive als auch negative Verdrehrichtung durchgeführt. Hält der Prüfkörper der Belastung durch das Torsionsmoment in beiden Richtungen stand und liegt der Wert der relativen Winkelverschiebung zwischen den gegeneinander verdrehten Enden bei maximal 3° , so gilt die Prüfung als bestanden. Die Momente der Zusatzprüfung gegen Torsion können Tabelle 22 im Anhang A2 entnommen werden [Iso 07].

2.2.6.5 Anzahl und Arten von Prüfkörpern

Die Verwendung eines Ersatzprüflings ist gerechtfertigt, wenn ein Prüfkörper zuvor einer anderen Prüfung unterzogen wurde und somit der Belastung der Folgeprüfung nicht standhält. Die übliche Anzahl von Prüfkörpern beläuft sich bei der Hauptprüfung der Struktur auf eine Anzahl von zwei je PBG und PLB. Bei der statischen Zusatzprüfung gegen Torsion sind ebenfalls zwei Proben erforderlich [Iso 07]. Als Nachweis dafür, dass alle verwendeten Komponenten über die notwendige Festigkeit verfügen, müssen vollständige Strukturen, einschließlich Prothesenschaft und Modularkomponenten, der ISO 10328 unterzogen werden. Die vollständige Struktur bei einer transfemorale Prothese umfasst den Prothesenschaft, die Knieeinheit, die Knöcheleinheit, die Fußeinheit sowie alle dazwischenliegenden Komponenten (vgl. Kapitel 2.2.3, Abb. 25, links). Bei einer transtibialen Prothese umfasst die vollständige Struktur den Prothesenschaft, die Knöcheleinheit, die Fußeinheit sowie alle dazwischenliegenden Komponenten [Iso 07].

2.3 Sensorik: Piezoelektrische Bauelemente

Im Jahr 1880 beobachteten Jacques und Pierre Curie erstmalig den Zusammenhang zwischen der Deformation von Kristallen und der daraus resultierenden Ladungserzeugung an der Kristalloberfläche [Tic 10]. Heute wird dieser Effekt in unterschiedlichsten Anwendungsfeldern industriell genutzt, wobei piezoelektrische Bauelemente als Sensoren und Aktoren eingesetzt werden. Ziel dieser Arbeit ist es, insbesondere das sensorische Anwendungsfeld näher zu beleuchten. Der Schwerpunkt liegt hierbei auf der Einsetzbarkeit piezoelektrischer Sensorelemente in mobilen Messsystemen zur Belastungserfassung während des Gangzyklus. Im Folgenden werden die erforderlichen Grundlagen über piezoelektrische Bauelemente und deren mathematischen Modellen vermittelt.

2.3.1 Piezoelektrischer Effekt und Domänenvorgänge

Wirkt auf kristallin-quarzhaltige oder kristallin-keramische Materialien wie Turmalin oder Bariumtitanat eine Kraft, so wird an den Stirnseiten des Kristalls eine elektrische Ladung unterschiedlicher Polarität erzeugt. Der Effekt bei natürlich vorkommenden monokristallinen Materialien ist im Vergleich zu polykristallinen Materialien verhältnismäßig gering. Die heute am häufigsten verwendeten und technisch bedeutsamsten piezokeramischen Materialien sind polykristalline Blei-Zirkonat-Titanate [Hes 11]. Oberhalb der sogenannten Curie-Temperatur bildet sich innerhalb der Kristallstruktur eine Symmetrie zwischen den Kristallionen aus. Das Material nimmt oberhalb dieser Temperatur kubisch raumzentrierte Strukturen an und verhält sich in diesem Zustand elektrisch neutral [Wan 07].

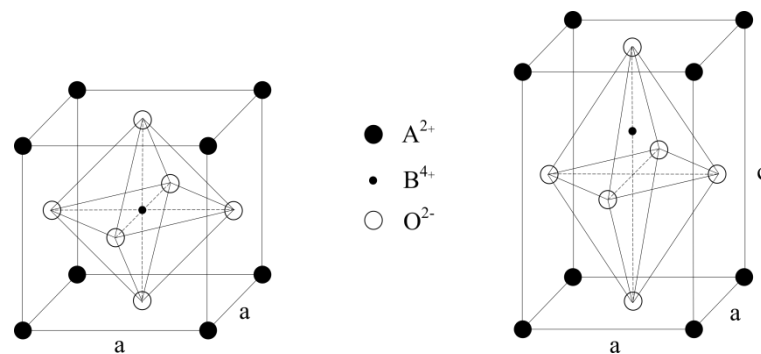


Abb. 32: Links: Kubische Gitterstruktur, rechts: Tetragonale Gitterstruktur, mod. nach [Wan 07]

Bei Unterschreiten der Curie-Temperatur wandelt sich die Kristallstruktur aus energetischen Gründen in ein tetragonales Gitter um. Dies führt zu einer Streckung der c-Achsen und einer Stauchung der a-Achsen (vgl. Abb. 32). Dieser Zustand wird als spontane Deformation bezeichnet. Durch die außerzentrische Verschiebung des B^{4+} -Ions entsteht ein elektrisches Ungleichgewicht und folglich ein elektrischer Dipol. Die Ausrichtung des Ions in eine spezifische Raumrichtung ist nicht festgelegt und erfolgt statistisch gleichverteilt im Kristallgitter. Dieser Zustand wird spontane Polarisation genannt. Bereiche homogener, spontaner Polarisation und/oder Deformation werden Domänen genannt. Aufgrund der statistischen Gleichverteilung der mikroskopischen spontanen Polarisation ist makroskopisch keine Polarisation messbar [Gal 12] [Krü 75]. Legt man ein äußeres elektrisches Feld E_1 an, welches größer ist als die sogenannte Koerzitivfeldstärke E_c , so wird die Ausrichtung

des zentralen B^{4+} -Ions in Richtung des angelegten Feldes erzwungen. Dies führt zu einer zusätzlichen feldinduzierten Polarisation. Materialien, bei denen eine Umorientierung dieser spontanen Polarisation durch die temporäre Einwirkung eines elektrischen Feldes erreicht werden kann, werden als Ferroelektrika bezeichnet. Die Ausrichtung der Domänen bleibt nach Entfernen des elektrischen Feldes erhalten und wird remanente Polarisation P_r genannt. Gleichzeitig erfolgt eine in Richtung des angelegten elektrischen Feldes (oberhalb E_c) makroskopische Dehnung des Materials. Sie bleibt nach Entfernen des Feldes ebenfalls erhalten und wird als remanente Dehnung ϵ_{re} bezeichnet [Gal 12]. Im Fall der in Abb. 32 dargestellten Gitterstruktur kann der Übergang von der kubischen in die tetragonale Phase für die spontane Deformation zufällig entlang der drei Raumachsen und für die spontane Polarisation zufällig in sechs Richtungen entlang der O^2 -Achsen erfolgen.

Ein inneres mechanisches Spannungsfeld, welches durch eine äußere Kraft erzeugt wird, führt zu einer Ladungstrennung im Kristallgitter und somit ebenfalls zu einer der spontanen Deformation überlagerten, mechanischen Deformation der Kristallstruktur. Materialien dieser Eigenschaft werden als ferroelastisch bezeichnet [Ant 07]. Der durch äußere Krafteinwirkung deformierte Zustand führt aufgrund der Dipolbildung und Ladungsverschiebung zu einer elektrischen Ladungsbildung [Lin 06]. Die generierte Ladungsmenge Q ist dabei direkt proportional zum Druck p und der Fläche A , auf welche die Belastung einwirkt [Mös 10]. Die in dieser Arbeit untersuchten piezokeramischen Werkstoffe weisen sowohl ferroelastische als auch ferroelektrische Eigenschaften auf, weshalb sie als Aktor und Sensor gleichermaßen eingesetzt werden können. Abhängig davon, ob man sie mechanisch belastet oder mit einem elektrischen Spannungsfeld ansteuert, unterscheidet man zwischen dem direkten und indirekten piezoelektrischen Effekt. Sensoren nutzen somit den direkten piezoelektrischen Effekt, wohingegen für die aktorische Anwendung der indirekte Effekt zur Wirkung kommt. In Abb. 33 sind die feldinduzierten Polarisationsänderungen durch elektrische und mechanische Einflüsse grafisch dargestellt [Kuh 01]. Abb. 33, oben, zeigt ein Modell der Kornstruktur mit der Ausrichtung der Dipole. Die Ausrichtung des Polarisationsvektors ist in Abb. 33, unten, visualisiert.

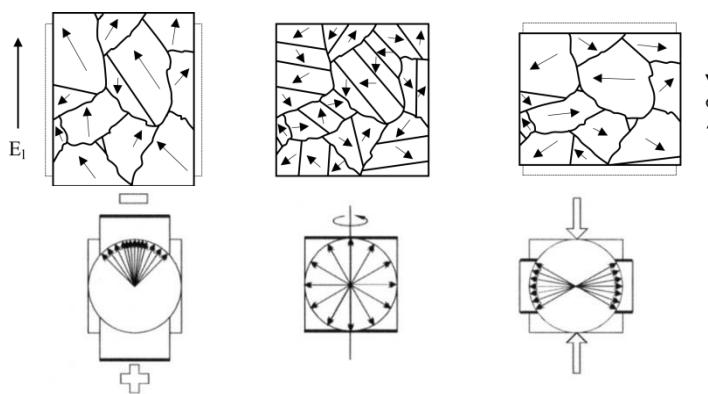


Abb. 33: Oben: Zweidimensionale Darstellung der Kornstruktur in der tetragonalen Gitterstruktur, unten: Kugelförmiges Modell für Polarisationsvektor, links: Elektrische Feldansteuerung (polarisiert), Mitte: Thermisch depolarisiert, rechts: Mechanische Belastung bzw. mechanische Feldansteuerung (depolarisiert) [Per 03a]

Innerhalb der Kornstruktur bilden sich je nach Ausrichtung und Stärke der Polarisation 180° - und 90° -Domänen aus. 180° -Domänen sind durch Kornbereiche entgegengesetzter

Polarisation gekennzeichnet, 90°-Domänen durch eine orthogonal ausgerichtete Polarisationsrichtung. Wird an eine thermisch depolarisierte Gitterstruktur ein elektrisches Feld angelegt, so ist dieser Vorgang durch gekoppelte Umklappvorgänge gekennzeichnet. Die 180°- und 90°-Domänen tragen bei diesem Prozess einen unterschiedlich großen Anteil zu der Deformation und Polarisation des Materials bei. Eine mechanische Feldansteuerung kann hingegen nur 90°-Umklappvorgänge bewirken und führt zu einer Depolarisation des Materials [Kuh 01] [Per 03a].

2.3.2 Ferroelektrisches und ferroelastisches Hystereseverhalten

Aufgrund der ferroelektrischen Eigenschaften ergibt sich eine dielektrische Hysterese, welche den Zusammenhang zwischen dem angelegten elektrischen Feld und der Polarisation beschreibt (vgl. Abb. 34, links). Den Ausgangszustand stellt dabei die thermisch depolarisierte Keramik dar (Position 1), welcher sich nach dem Sintervorgang und dem Abkühlprozess einstellt und eine statistische Gleichverteilung der Domänen zur Folge hat [Per 03a].

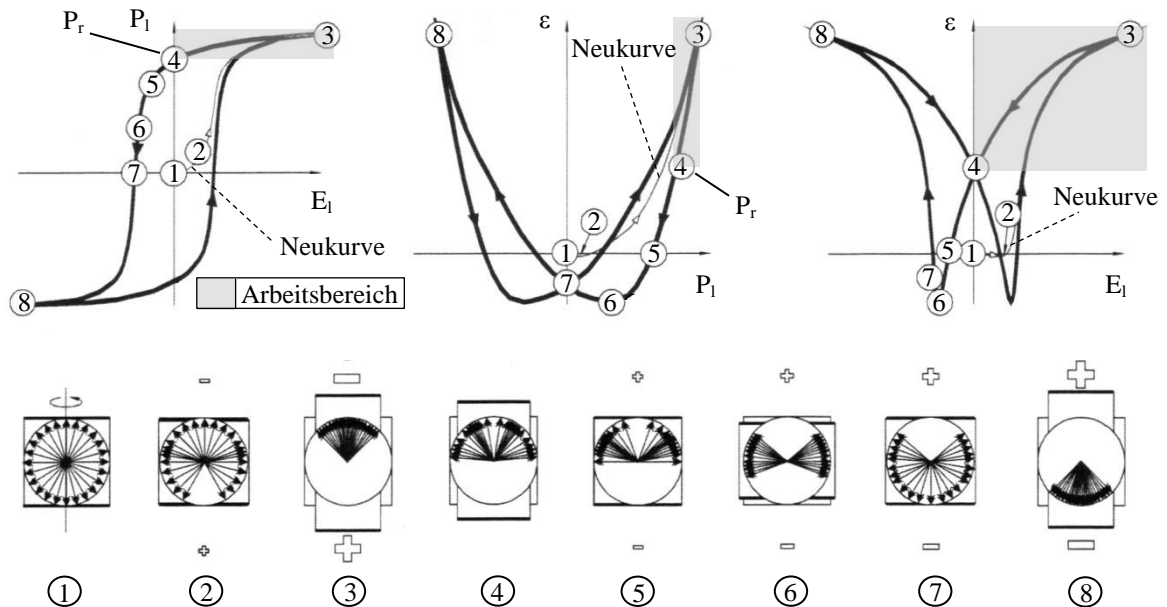


Abb. 34: Oben: Dielektrisches Hystereseverhalten, elektrische Ansteuerung mit Feldstärke E_1 , Kurvenverläufe nach [Per 03a], erweitert um Arbeitsbereiche nach [Kuh 01], unten: Polarisationsvektor [Per 03a]

Das Anlegen eines äußeren elektrischen Feldes E_1 an diese thermisch depolarisierte Keramik führt zu einer Zunahme der Polarisation P_1 durch die Ausrichtung der Ionen in Richtung des angelegten elektrischen Feldes. Die Ausrichtung erfolgt entlang der sogenannten Neukurve. Der Anfangsbereich dieser Kurve, welcher insbesondere durch 90°-Domäne-Umklappvorgänge charakterisiert ist, lässt den Anstieg von Polarisation und Dehnung zunächst stagnieren. Im weiteren Verlauf führt die Erhöhung der Feldstärke dazu, dass die Überlagerung von 90°- und 180°-Domänen-Umklappprozessen ein nichtlineares Anstiegsverhalten von Dehnung und Polarisation zeigt [Per 03a].

An Position 3 ist die Sättigungspolarisation erreicht. Eine weitere Erhöhung der elektrischen Feldstärke führt zu keiner weiteren Erhöhung der Polarisation, da der größte Aus-

richtungsgrad der Domänen erreicht ist [Per 03a]. Wird die elektrische Feldstärke im Folgenden auf null reduziert, verläuft die Kurve bis zu Position 4. Während der Reduktion des Feldes werden einige Gitterionen aufgrund mechanischer Eigenspannungen zurückverschoben, was zu einer Abnahme der Polarisierung führt. Die verbleibende und nicht reversible Polarisierung nach Abschalten des elektrischen Feldes kennzeichnet P_r , die sogenannte remanente Polarisierung. Beim Anlegen eines elektrischen Feldes negativer Polarität verläuft die Kurve, ausgehend von Position 4, weiter in Richtung Position 8, der negativen Sättigungspolarisierung. Die durchlaufene Position 7, bei der die Polarisierung trotz negativer Feldstärke einen Wert von Null erreicht, wird als Koerzitivfeldstärke E_c bezeichnet [Kuh 01] [Per 03a]. Aufgrund der großen Hysteresekurve bei bipolarer Ansteuerung von minimal -2 kV/mm bis maximal 2 kV/mm, werden Piezokeramiken im Großsignalbetrieb vorwiegend unipolar von minimal 0 kV/mm bis maximal 2 kV/mm betrieben. Somit werden die Auswirkungen der dielektrischen Hysterese möglichst gering gehalten. Der übliche Arbeitsbereich ist in Abb. 34 grau hinterlegt [Kuh 01] [Per 03a] [Mel 02].

Den gleichen Effekten liegt das hysteresebefahene Verhalten zwischen angelegtem elektrischen Feld und Dehnung zugrunde. Die Verhältnisse werden mithilfe der sogenannten Schmetterlingskurve beschrieben, welche insbesondere für den aktorischen Betrieb von Bedeutung ist. Ausgangspunkt der folgenden Betrachtung ist wiederum die thermisch depolarisierte Keramik. Bei Anlegen eines elektrischen Feldes erfolgt eine Gitterverzerrung als Folge der zuvor beschriebenen Ionenverschiebung (Position 1 bis Position 3). Nach Entfernen des Feldes klappen aufgrund mechanischer Spannungen einige Domänenanteile zurück und es resultiert die remanente Dehnung ϵ_{re} im Kristallgitter (Position 4). Im Folgenden führt das Einbringen eines elektrischen Feldes negativer Polarität durch 90°- und 180°-Umklappvorgänge zu einer Richtungsänderung der Dehnung entlang des angelegten Feldes (Position 6). Die Kurve setzt sich bis zur Position 8 fort, bei der die negative Sättigungsdehnung erreicht ist (vgl. Abb. 34, rechts) [Kuh 01].

Für die sensorische Verwendung piezokeramischer Bauelemente sind die in Abb. 35 dargestellten Kurvenverläufe von großer Wichtigkeit. Ausgehend von einer thermisch depolarisierten Keramik setzt sich die Kurve unter Einwirken einer mechanischen Spannung bis zur Position 9 fort. In dieser Position ist der maximale mechanisch depolarisierte Zustand erreicht. Nach Entfernen der mechanischen Spannung bleibt eine plastisch negative Dehnung im Material zurück (Position 10), welche als mechanisch-induzierte, remanente Dehnung bezeichnet wird [Per 03a]. Der makroskopische Polarisationszustand ändert sich im Vergleich zur thermisch depolarisierten Keramik nicht, da die Polarisierung, welche durch die mechanische Spannung induziert wird, durch entgegengesetzte 90°-Domänen-Umklappvorgänge kompensiert wird (vgl. Abb. 35, unten, Mitte) [Kuh 01].

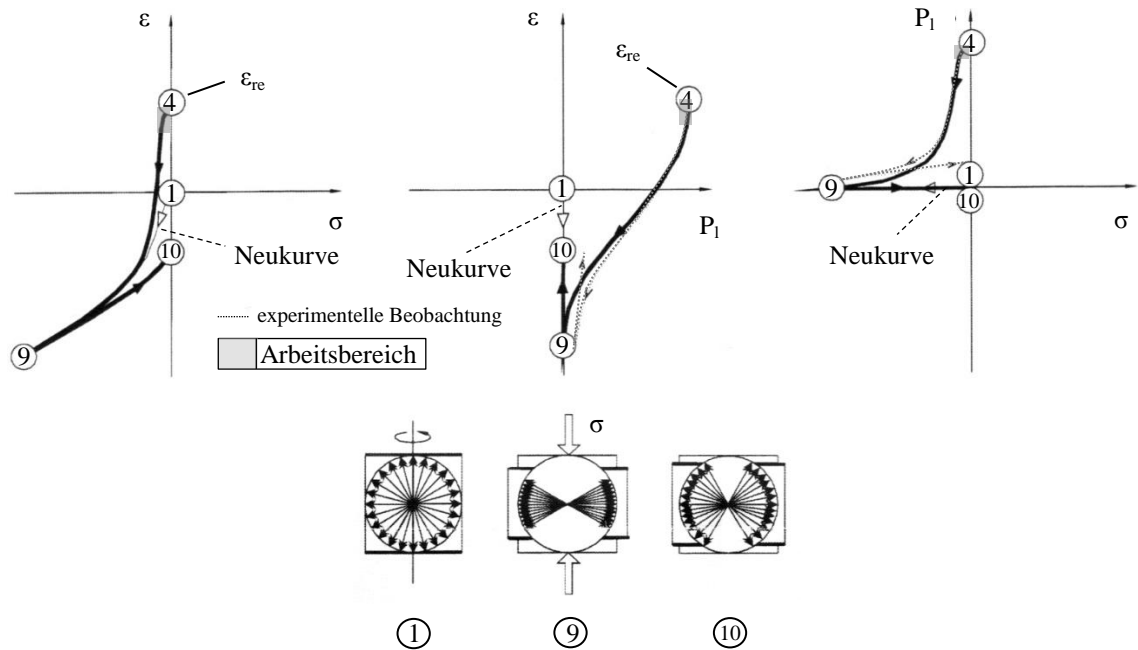


Abb. 35: Oben: Mechanisches Hystereseverhalten, mechanische Belastung nach [Per 03a], Arbeitsbereiche nach [Kuh 01], unten: Polarisationsvektor [Per 03a]

Setzt man hingegen eine remanent polarisierte Keramik voraus (Position 4), so ändert sich der Polarisationszustand unter Einwirken einer mechanischen Spannung. Diese Vorgänge sind ausschließlich durch 90°-Domänen-Umklappvorgänge gekennzeichnet, weshalb die remanente Polarisation sowie die remanente Dehnung ausschließlich reduziert und nicht durch mechanische Felder induziert werden kann [Ant 07]. Hinsichtlich der sensorischen Verwendbarkeit kann nach Kuhn [Kuh 01] geschlossen werden, dass eine Abnahme der Sensorgenauigkeit, aufgrund irreversibler Domäne-Umklappvorgänge, bei zu hoher mechanischer Spannung zu erwarten ist. Für geringe mechanische Spannungen gilt diese Schlussfolgerung jedoch nicht. Zwar ist in diesem Fall ein nichtlineares Verhalten zwischen mechanisch aufgebrachter Spannung und resultierender Dehnung zu erwarten. Aufgrund der Reversibilität der Domänenvorgänge ist dieser Vorgang weder an einen hysteresehafteten Verlauf geknüpft, noch führt er zu einer Abnahme der Polarisation. Für die folgenden Untersuchungen werden vorpolarisierte, keramische Werkstoffe verwendet. Aus diesem Grund ist es sinnvoll, den sensorischen Arbeitsbereich im Verhältnis zum maximal depolarisierten Zustand (Position 9) möglichst gering zu halten. Die mechanische Koerzitivspannung bei Druck gibt Pertsch mit -30 MPa bis -120 MPa an [Per 03a]. Pertsch beschreibt weiterhin, dass eine vollständige Depolarisation einer vorpolarisierten Keramik bisher nicht nachgewiesen werden konnte. Ausgehend von seiner Argumentation verweist er auf Experimente von Müller [Mül 99] und Schäufele [Sch 96], welche dieses Verhalten in Form der in Abb. 34 dargestellten, gepunkteten Verläufe veranschaulichen.

2.3.3 Mathematische Zustandsgleichungen

Piezoelektrische Materialien können als mechanisch-elektrische Wandler eingesetzt werden. Mathematisch kann dieses Verhalten durch die folgenden physikalischen Größen beschrieben werden: mechanische Spannung σ , Feldstärke E_1 und Dehnung ϵ . Die Flussdichte D_1 ist eine weitere Größe, welche zur Beschreibung dieser mathematischen Zusam-

menhänge dient. Voraussetzung für das folgende Modell ist, dass die äußere feldinduzierte Polarisation im Verhältnis zur vorhanden remanenten Polarisation vernachlässigbar klein ist. Das Modell ist somit nur für den Kleinsignalbetrieb unter elektrischer und mechanischer Ansteuerung anzuwenden, weshalb Umorientierungsvorgänge von Domänen bei diesem mathematischen Modell ausgeschlossen werden [Gal 12].

Zur Beschreibung der direkten und indirekten piezoelektrischen Effekte werden mathematische Zustandsgleichungen festgelegt. Diese definieren die Zusammenhänge zwischen elektrischen, mechanischen und thermischen Kopplungseffekten. Im Folgenden werden insbesondere die Zusammenhänge zwischen Piezoelektrizität und Thermoelastizität behandelt. Die Indizierung beschreibt dabei die Parameter, welche konstant gehalten werden [Tic 10] [Heg 08]. Die mathematische Herleitung der linearen piezoelektrischen Zustandsgleichungen erfolgt mithilfe der thermodynamischen Potentialfunktionen (vgl. Anhang A1).

Die folgenden Zustandsgleichungen sind Anhang A1 entnommen:

$$\varepsilon = \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta \vartheta} \right)_{E_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta E_1} \right)_{\vartheta, \sigma} \cdot E_1 + \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta \sigma} \right)_{E_1, \vartheta} \cdot \sigma \quad (2-45)$$

$$D_1 = \left(\frac{\delta D_1}{\delta \vartheta} \right)_{E_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\delta D_1}{\delta E_1} \right)_{\vartheta, \sigma} \cdot E_1 + \left(\frac{\delta D_1}{\delta \sigma} \right)_{E_1, \vartheta} \cdot \sigma \quad (2-46)$$

$$\varepsilon = \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta \vartheta} \right)_{D_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta D_1} \right)_{\vartheta, \sigma} \cdot D_1 + \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta \sigma} \right)_{D_1, \vartheta} \cdot \sigma \quad (2-47)$$

$$E_1 = \left(\frac{\delta E_1}{\delta \vartheta} \right)_{D_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\delta E_1}{\delta D_1} \right)_{\vartheta, \sigma} \cdot D_1 + \left(\frac{\delta E_1}{\delta \sigma} \right)_{D_1, \vartheta} \cdot \sigma \quad (2-48)$$

Zur Beschreibung der piezoelektrischen, elastischen und dielektrischen Zusammenhänge lassen sich aus Gleichung (2-45) bis (2-48) die folgenden Kopplungseffekte ableiten [Tic 10] [Heg 08]:

Permittivität:

$$\left(\frac{\delta D_{1i}}{\delta E_{1j}} \right)_{\vartheta, \sigma} = \varepsilon_{i,j} \quad (2-49)$$

Impermittivität:

$$\left(\frac{\delta E_{1i}}{\delta D_{1j}} \right)_{\vartheta, \sigma} = \beta_{i,j} \quad (2-50)$$

Piezoelektrische Ladungskonstante für Aktorbetrieb:

$$\left(\frac{\delta \varepsilon_a}{\delta E_{1i}} \right)_{\vartheta, \sigma} = d_{a,i} \quad (2-51)$$

Piezoelektrische Ladungskonstante für Sensorbetrieb:

$$\left(\frac{\delta D_{1i}}{\delta \sigma_\beta} \right)_{E_1, \vartheta} = d_{i,\beta} \quad (2-52)$$

Piezelektrische Spannungskonstante für Aktorbetrieb:

$$\left(\frac{\delta \varepsilon_{\alpha}}{\delta D_{li}}\right)_{\vartheta, \sigma} = g_{\alpha, i} \quad (2-53)$$

Piezelektrische Spannungskonstante für Sensorbetrieb:

$$-\left(\frac{\delta E_{ij}}{\delta \sigma_{\beta}}\right)_{D_1, \vartheta} = g_{i, \beta} \quad (2-54)$$

Steifigkeitskonstante:

$$\left(\frac{\delta \varepsilon_{\alpha}}{\delta \sigma_{\beta}}\right)_{E_1, \vartheta} = \left(\frac{\delta \varepsilon_{\alpha}}{\delta \sigma_{\beta}}\right)_{D_1, \vartheta} = s_{\alpha, \beta} \quad (2-55)$$

Das piezelektrische Verhalten und dessen Wirkung werden mithilfe der tiefgestellten Indizes gekennzeichnet, welche die mechanischen und elektrischen Größen bei Systemanregung beschreiben. Zur Vereinfachung dieser Indizierung wird die Vektor-Matrix-Notation, welche auch Voigtsche-Notation genannt wird, sowie die Einstein'sche-Summenkonvention angewendet. Die Voigtsche Notation beruht darauf, die Spannungs- und Dehnungstensoren dritter Stufe unter Berücksichtigung von Symmetriebedingungen in Tensoren zweiter Stufe zu überführen. Eine detaillierte Beschreibung dieses Verfahrens ist Hegenwald zu entnehmen [Heg 08]. Dieses Vorgehen besitzt den Vorteil, dass sich die Kopplungseffekte bei der Verrechnung mit der elektrischen Feldstärke und elektrischen Flussdichte als Tensoren niedrigerer Stufe mathematisch erfassen lassen. Die Einstein'sche-Summenkonvention ermöglicht eine vereinfachte Kurzschreibweise dieser Matrizenform. Das doppelte Auftreten von Indexsymbolen eines Ausdrucks (Summe eines Produkts) führt in dieser Konvention zu einer Vereinbarung, welche besagt, dass das Summenzeichen in derartigen Ausdrücken vernachlässigt werden kann [Emb 10] [Rös 12]. Das piezelektrische Verhalten lässt sich somit über zwei unabhängige Indizes beschreiben, wobei die Indizes i und j die elektrischen Größen und die Indizes α und β die mechanischen Größen beschreiben. Die Kennzeichnung erfolgt nach dem kartesischen Koordinatensystem. Somit entspricht die X-Achse dem Index 1, die Y-Achse dem Index 2 und die Z-Achse dem Index 3 [Cer 11] [Hey 08] [Buc 04] [Heg 08]. Die Indizierung 4, 5 und 6 kennzeichnen die Drehachsen. i und j können hierbei Werte von 1 bis 3 annehmen. Die mechanischen Größen α und β nehmen aufgrund der möglicherweise im Material auftretenden Scherwirkungen Werte von 1 bis 6 an. Das elektrische Feld zur Polarisation der Keramik wird dabei entlang der Achse 3 (Z-Achse) angelegt (vgl. Abb. 36) [Buc 04].

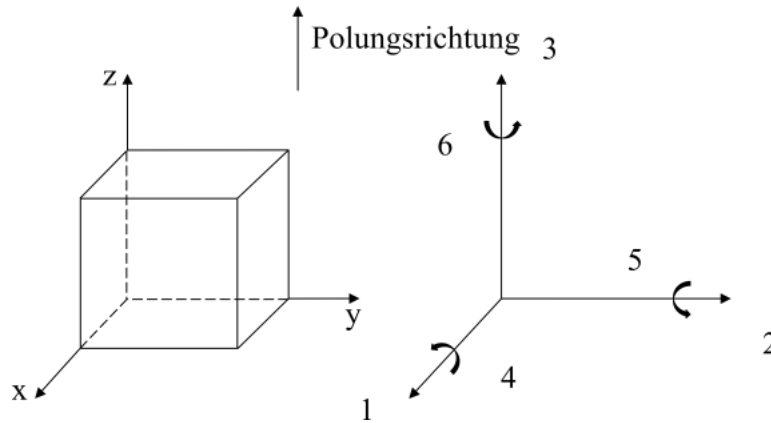


Abb. 36: Richtungsabhängigkeiten der Indizierung piezoelektrischer Werkstoffe [Gal 12]

Unter Berücksichtigung eines isothermen Systemzustands können die thermoelastischen, sowie pyroelastischen Kopplungseffekte vernachlässigt werden.

Die Kristallsymmetrie bei Keramiken mit einer möglichen Polarisierung entlang der kartesischen Achsen führt dazu, dass die Matrizen der Kopplungseffekte nicht vollständig besetzt sind. Mithilfe der Gleichungen (2-45) und (2-46), sowie (2-49), (2-51), (2-52) und (2-55) kann in Matrixschreibweise für PZT-Keramiken formuliert werden [Tic 10] [Gau 02] [Heg 08] [Mel 02]:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} s_{11}^{E_1} & s_{12}^{E_1} & s_{13}^{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12}^{E_1} & s_{11}^{E_1} & s_{13}^{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ s_{13}^{E_1} & s_{13}^{E_1} & s_{33}^{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{44}^{E_1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{44}^{E_1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \cdot (s_{11}^{E_1} - s_{12}^{E_1}) \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 & 0 & d_{31} \\ 0 & 0 & d_{31} \\ 0 & 0 & d_{33} \\ 0 & d_{15} & 0 \\ d_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} E_{11} \\ E_{12} \\ E_{13} \end{pmatrix} \quad (2-56)$$

$$\begin{pmatrix} D_{11} \\ D_{12} \\ D_{13} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 & 0 \\ d_{31} & d_{31} & d_{33} & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \varepsilon_{11}^\sigma & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{11}^\sigma & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33}^\sigma \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} E_{11} \\ E_{12} \\ E_{13} \end{pmatrix} \quad (2-57)$$

Die Matrixschreibweise kann in Summenschreibweise vereinfacht zusammengefasst werden [Bal 09]:

$$\varepsilon_\alpha = \sum_{\beta=1}^6 s_{\alpha,\beta}^{E_1} \cdot \sigma_\beta + \sum_{j=1}^3 d_{\alpha,i}^\sigma \cdot E_{1j} \quad \alpha = 1 \dots 6, i = 1 \dots 3 \quad (2-58)$$

$$D_{li} = \sum_{\beta=1}^6 d_{i,\beta}^{E_1} \cdot \sigma_\beta + \sum_{j=1}^3 \varepsilon_{i,j}^\sigma \cdot E_{1j} \quad i = 1 \dots 3, j = 1 \dots 3 \quad (2-59)$$

Unter Berücksichtigung der Einstein'schen-Summenkonvention kann für Gleichung (2-58) und (2-59) geschrieben werden:

$$\varepsilon_\alpha = s_{\alpha,\beta}^{E_1} \cdot \sigma_\beta + d_{\alpha,i}^\sigma \cdot E_{1i} \quad (2-60)$$

$$D_{li} = d_{i,\beta}^{E_1} \cdot \sigma_\beta + \varepsilon_{i,j}^\sigma \cdot E_{1j} \quad (2-61)$$

Technisch lassen sich drei elektromechanische Kopplungsarten unterscheiden. Dazu gehören der Longitudinal-, der Transversal- und der Schereffekt.

Die folgende Arbeit beschäftigt sich ausschließlich mit der Ausnutzung des Longitudinal-effekts, weshalb die Matrixschreibform (2-56) und (2-57) auf die in der Polarisationsachse wirkenden Anteile reduziert werden kann. Daraus folgt:

$$\varepsilon_3 = s_{33}^{E_1} \cdot \sigma_3 + d_{33}^{\sigma} \cdot E_{13} \quad (2-62)$$

$$D_{13} = d_{33}^{E_1} \cdot \sigma_3 + \varepsilon_{33}^{\sigma} \cdot E_{13} \quad (2-63)$$

Auf gleiche Weise kann aus Formel (2-47), (2-53) und (2-55) abgeleitet werden:

$$\varepsilon_3 = s_{33}^{D_1} \cdot \sigma_3 + g_{33}^{\sigma} \cdot D_{13} \quad (2-64)$$

Aus Formel (2-48), (2-50) und (2-54) ergibt sich:

$$E_{13} = -g_{33}^{D_1} \cdot \sigma_3 + \beta_{33}^{\sigma} \cdot D_{13} \quad (2-65)$$

Für die sensorische Anwendung sind insbesondere die Formeln (2-63) und (2-65) relevant. Die Piezoelemente werden im Rahmen dieser Arbeit als Kraftsensoren verwendet, weshalb sich zum einen die Ladung und zum anderen die Spannung als Funktion der auf den Piezosensor aufgetragenen Kraft herleiten lässt (vgl. Tabelle 3) [Len 01] [Cer 11].

Anwendung	Ladungsmessung	Spannungsmessung
	$D_{13} = d_{33}^{E_1} \cdot \sigma_3 \quad (2-66)$ $Q = d_{33}^{E_1} \cdot F \quad (2-67)$	$E_{13} = -g_{33}^{D_1} \cdot \sigma_3 \quad (2-68)$ $U = -g_{33}^{D_1} \cdot \frac{h}{A} \cdot F \quad (2-69)$
Bedingung	$E_1 = \text{konst.} / \vartheta = \text{konst.}$	$D_1 = \text{konst.} / \vartheta = \text{konst.}$

Tabelle 3: Vergleich zwischen Ladungs- und Spannungsmessung

Physikalisch lassen sich die in Tabelle 3 aufgeführten Bedingungen über einen elektrischen Kurzschluss ($E_1 = 0$) oder eine elektrische Isolierung ($D_1 = 0$) der Elektroden realisieren [Sch 03]. Im weiteren Verlauf der Arbeit wird das Verfahren der Ladungsmessung angewendet und in Kapitel 5.1.1 näher beschrieben.

3 Lineare und nichtlineare Lebensdauerabschätzung im Rahmen des Online-SHM

Die Methode des Online Structural Health Monitoring (Online-SHM) bzw. die Echtzeit-Lebensdauerabschätzung ist ein Verfahren, welches im Bereich der klassischen Betriebsfestigkeit weniger häufig angewendet wird. In der Regel werden Annahmen über die Belastungen eines Bauteils vorab getroffen, weshalb eine rechnerische Lebensdauerabschätzung vor der Inbetriebnahme eines Bauteils durchgeführt werden kann. Hierbei ist die Lebensdauerabschätzung umso genauer, je präziser die Annahme über die Belastung mit den realen Bauteilbelastungen im Betrieb übereinstimmt [Köh 12]. Im Anwendungsbereich der Prothetik verhält sich dies jedoch anders, da die Nutzungscharakteristik von Prothesen sehr stark variiert und somit eine präzise Lastannahme nicht realisiert werden kann (vgl. Kapitel 4). Dies gilt sowohl für die Höhe der Belastungen, als auch für die Anzahl der durchgeführten Schritte. Aus diesem Grund ist es umso wichtiger, eine Echtzeit-Datenerfassung und Echtzeit-Schadensakkumulation durchzuführen, um das Versagen des Strukturteils rechtzeitig vorhersehen zu können. Im Folgenden werden bekannte Verfahren aus der Betriebsfestigkeit dahingehend modifiziert, dass diese für eine Echtzeit-Lebensdauerabschätzung eingesetzt werden können. Des Weiteren werden in diesem Kapitel die Berechnungsergebnisse von nichtlinearen Schadensakkumulationshypothesen mit einer experimentellen Datenbasis verglichen, um eine Aussage über die Treffsicherheit dieser Hypothesen vornehmen zu können und die Unterschiede zu linearen Hypothesen aufzuzeigen.

3.1 Erweiterung des Funktionsumfangs des KF- und IMAB-Verfahrens für den Anwendungsbereich des Online-SHM

Die KF- und IMAB-Verfahren ermöglichen es, vor dem Einsatz eines Strukturteils die effektive Schadenssumme abzuschätzen und somit die ertragbaren Schwingspiele genauer zu berechnen. Dabei ist die Präzision dieser Berechnung durch das Vorwissen der zu erwartenden Kollektive bedingt. Ergeben sich Differenzen zwischen dem erwarteten und dem tatsächlichen Belastungskollektiv, so führt dies zu Ungenauigkeiten bei der Abschätzung der effektiven Schadenssumme und folglich zur Berechnung ungenauerer Bauteillebensdauern. Für ein Structural Health Monitoring System, welches „online“ arbeitet, ist es von Vorteil, die Restlebensdauer mithilfe des KF- und IMAB-Verfahrens unabhängig von dem Vorwissen über das Kollektiv und somit in Abhängigkeit des kontinuierlich aktualisierten Kollektivverlaufs berechnen zu können. Insbesondere führen Abweichungen von vorgegebenen Nutzungsbedingungen, wie sie in der Prothetik auftreten können (vgl. Kapitel 4), zu starken Variationen der vorab angenommenen Belastungskollektive.

Im Folgenden wird eine Erweiterung des KF- und IMAB-Verfahrens entwickelt, welche eine Berechnung der Bauteilschädigung ohne Vorwissen über die Kollektivform ermöglicht. Dieses erweiterte Verfahren wird als dynamisches KF- bzw. IMAB-Verfahren bezeichnet. Bei diesem Berechnungsmodell wird sowohl das Lebensdauervielfache als auch die effektive Schadenssumme nach jedem Schwingspiel erneut berechnet. Dies führt im Schädigungsverlauf zu einer kontinuierlichen Aktualisierung der Werte von LV,

$D_{\text{eff,KF/IMAB}}$ sowie $D_{\text{ges,KF/IMAB}}$. Die Kennzeichnung der dynamischen Verfahren erfolgt über den Index „dyn“. Nachfolgend wird dieses Berechnungsmodell vorgestellt.

Der Kollektivumfang des Gesamtkollektivs H_0 steigt mit jedem weiteren Schwingspiel an.

$$H_0 = \sum N \quad (3-1)$$

Die rechnerisch ertragbare Schwingspielzahl $N_{\text{rechn,Dges=1}}$ des Kollektivs zur Berechnung des LV_{dyn} ergibt sich aus dem Quotienten von aktuellem Kollektivumfang zur aktuellen Gesamtschädigung des Bauteils. Somit wird die Restlebensdauer aus dem bereits abgelauenen Kollektiv geschätzt, sodass die grundlegende Bedingung von randomverteilten Belastungskollektiven zur Berechnung des LV_{dyn} erhalten bleibt. Die Gesamtschädigung D_{ges} berechnet sich hierbei nach unmodifizierten, linearen Schadensakkumulationshypothesen wie z.B. Miner original, mod. Haibach, Miner elementar, etc. (vgl. Kapitel 2.1.5):

$$N_{\text{rechn,Dges=1}} = \frac{H_0}{D_{\text{ges}}} \quad (3-2)$$

Die Bruchschwingspielzahl \hat{N}_B wird ebenfalls in Abhängigkeit des maximalen Kollektivwerts berechnet. Ändert sich der maximale Kollektivwert, so wird folglich \hat{N}_B erneut berechnet. Zusammenfassend ergibt sich eine dynamische effektive Schadenssumme, welche nach dem KF- und IMAB-Verfahren berechnet werden kann.

$$D_{\text{eff,KF,dyn}} = \left(\frac{H_0}{\frac{D_{\text{ges}}}{\hat{N}_B}} \right)^{K_{\text{KF}}-1} = (LV_{\text{dyn}})^{K_{\text{KF}}-1} \quad (3-3)$$

$$D_{\text{eff,IMAB,dyn}} = K_0 \cdot \left(\frac{H_0}{\frac{D_{\text{ges}}}{\hat{N}_B}} \right)^{K_{\text{IMAB}}-1} = K_0 \cdot (LV_{\text{dyn}})^{K_{\text{IMAB}}-1} \quad (3-4)$$

Für die Gesamtschädigung, welche die kontinuierliche Umfangszunahme des Belastungskollektivs berücksichtigt und veränderlich in Abhängigkeit des Kollektivs berechnet wird, gilt:

$$D_{\text{ges,KF/IMAB,dyn}} = \frac{D_{\text{ges}}}{D_{\text{eff,KF/IMAB,dyn}}} \quad (3-5)$$

Das dynamische Verfahren lässt sich im Vergleich zur ursprünglichen Form des KF- und IMAB-Verfahrens anschaulich für die Betrachtung unterschiedlicher Kollektive darstellen. Die Kollektive sind den Mobilitätsuntersuchungen von Oehler entnommen (vgl. Anhang A3, Abb. 188) und liegen somit realen Gangdaten zugrunde. Abb. 37 zeigt die Kollektive von drei unterschiedlichen Prothesenträgern, welche auf ein einheitliches Körpergewicht sowie eine einheitliche Anzahl von LW normiert sind.

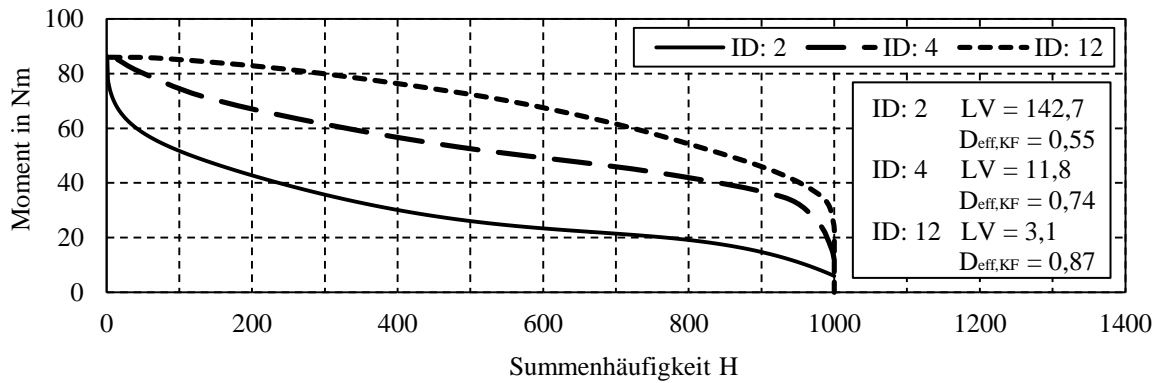


Abb. 37: Summenmomentkollektive in K_e , normiert auf 100 kg Körpergewicht, normiert auf 1000 LW, für drei unterschiedliche Prothesenträger

Bei Betrachtung der Kollektive zeigt sich, dass trotz Normierung eine sehr unterschiedliche Völligkeit der Kollektive festgestellt werden kann. Diese Streuung macht es umso schwieriger, ein allgemeingültiges Lebensdauervielfaches sowie eine allgemeingültige, effektive Schadenssumme vorzugeben, die allen drei Kollektiven gerecht wird. Zurückzuführen sind die Streuungen auf die unterschiedliche Mobilität der Prothesenträger. Auf die Schwierigkeit der personenbezogenen Zuordnung zu unterschiedlichen Mobilitätsgraden wird in Kapitel 4.5 gesondert eingegangen. Schlussfolgernd kann festgehalten werden, dass nicht eindeutig vorhersehbar ist, welches der Kollektive und somit welches $D_{\text{eff,KF/IMAB}}$ personenbezogen während der Verwendung der Prothese auftritt. Dieser Umstand erschwert eine exakte Berechnung von $D_{\text{ges,KF/IMAB}}$. Des Weiteren zeigt Abb. 37 die Berechnungsergebnisse des Lebensdauervielfachen sowie der effektiven Schadenssumme nach dem KF-Verfahren gegen eine Wöhlerlinie von $k = 9$ unter Palmgren-Miner elementar für die dargestellten Kollektive. Hierbei zeigt sich, dass sich $D_{\text{eff,KF}}$ in einem Bereich von 0,55 bis 0,87 verteilt.

Zur Unterscheidung von dynamischen zu nicht dynamischen Verfahren wird zwischen den Bezeichnungen der dynamischen ($D_{\text{eff,KF/IMAB,dyn}}$) sowie der konstanten ($D_{\text{eff,KF/IMAB}}$) effektiven Schadenssumme unterschieden. Für die nachfolgenden Berechnungen werden die Belastungen der in Abb. 37 dargestellten Kollektive randomisiert. Zur Darstellung der Unterschiede beider effektiver Schadenssummen wird folgende Situation formuliert: Mithilfe eines SHM-Systems soll die Gesamtschädigung eines Strukturteils durchgängig erfasst werden, um einen Service des Bauteils bei 40% und 90% der rechnerischen Gesamtschädigung $D_{\text{ges,KF}}$ durchführen zu können. Unter konstanter effektiver Schadenssumme hängt die Genauigkeit der Berechnung von $D_{\text{ges,KF}}$ von der Wahl des zuvor angenommenen Kollektivs ab. Wurde zur Bestimmung von $D_{\text{eff,KF}}$ von Kollektiv ID 4 ausgegangen und tritt diese Annahme bei der Verwendung der Prothese ein, so verläuft die Schädigung $D_{\text{ges,KF}}$ entlang der schwarzen, durchgezogenen Linie (vgl. Abb. 38). Zur Berechnung von $D_{\text{ges,KF}}$ ist die vorherige Berechnung von D_{ges} unter Palmgren-Miner elementar notwendig, welche entlang der roten, durchgezogenen Linie verläuft.

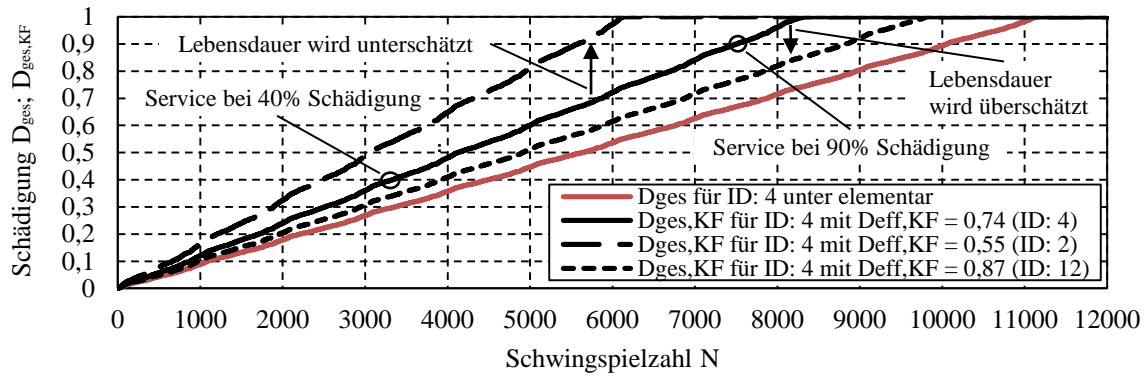


Abb. 38: Verlauf von D_{ges} unter Miner elementar sowie $D_{ges,KF}$ für ID 4 mit unterschiedlichen konstanten effektiven Schadenssummen (keine dynamische Berechnung des LV und $D_{eff,KF}$)

Ein erheblicher Fehler entsteht, wenn fälschlicherweise davon ausgegangen wird, dass Kollektiv ID 2 bei der Verwendung der Prothese vorliegt, stattdessen aber Kollektiv ID 4 durch den Prothesenträger aufgebracht wird. In diesem Fall wird die Lebensdauer unterschätzt, da bei der Berechnung von $D_{ges,KF}$ von einem zu kleinen $D_{eff,KF}$ ausgegangen wird. Hinsichtlich der Serviceintervalle bedeutet dies, dass diese zu früh stattfinden und noch nicht notwendig wären. In umgekehrter Weise verhält es sich, wenn bei der Berechnung von $D_{eff,KF}$ von dem Kollektiv ID 12 ausgegangen wird, stattdessen aber ID 4 auf die Prothese einwirkt. Bei der Berechnung von $D_{ges,KF}$ mithilfe von $D_{eff,KF}$ führt dieser Zustand zu einer Überschätzung der Lebensdauer. Im ungünstigsten Fall resultiert daraus, dass es zu dem geplanten Service bei $D_{ges,KF} = 0,9$ erst gar nicht kommt, da bereits zuvor ein Bauteilversagen stattfindet (vgl. Abb. 38). An dieser Stelle wird abermals das Problem einer konstanten effektiven Schadenssumme deutlich: Die Berechnung ist immer nur so gut wie das Vorwissen über die zu erwartenden Kollektive.

Durch die Anwendung des dynamischen Verfahrens ist ein Vorwissen über die Kollektive hingegen nicht erforderlich. Abb. 39 zeigt, dass sich das dynamische Lebensdauervielfache und die dynamische effektive Schadenssumme kontinuierlich in Abhängigkeit eines beliebigen Kollektivverlaufs aus D_{ges} berechnen lassen. Insbesondere zu Beginn des Kollektivdurchlaufs schwankt das LV_{dyn} stark, was in Konsequenz zu ähnlichen Schwankungen bei $D_{eff,KF,dyn}$ führt. Sowohl LV_{dyn} als auch $D_{eff,KF,dyn}$ stabilisieren sich nach mehrfachem Kollektivdurchlauf auf einen konstanten Wert, da der statistische Umfang des Kollektivs kontinuierlich wächst. Durch das Anwenden von Formel (3-5) erfolgt die dauerhafte Berechnung und Aktualisierung von $D_{ges,KF,dyn}$ (vgl. Abb. 39).

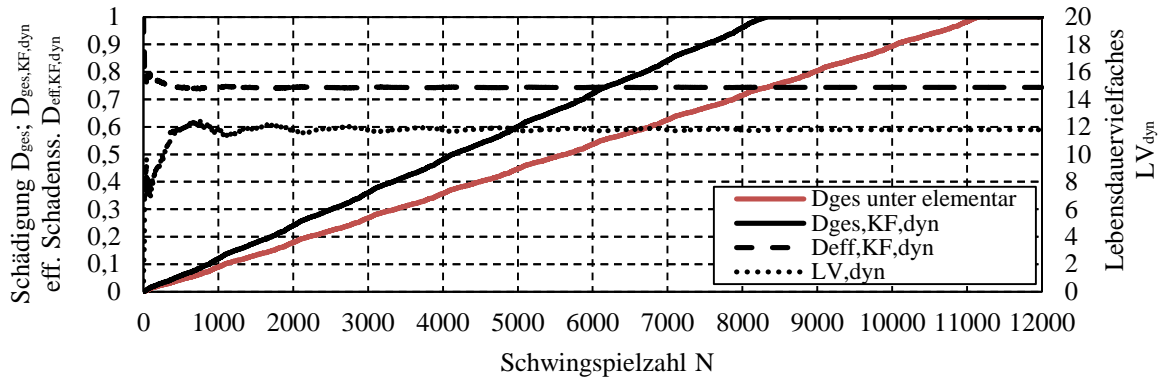


Abb. 39: Verlauf von D_{ges} unter Miner elementar, LV_{dyn} und $D_{eff,KF,dyn}$

Der Verlauf der Gesamtschädigung kann auf diese Weise zu jedem Zeitpunkt des Kollektivdurchlaufs nach dem dynamischen Verfahren präzise abgebildet werden, unabhängig vom Vorwissen über die Belastungskollektive. Da der zugehörige absolute Wert der Schädigung $D_{ges,KF,dyn}$ durchgängig ermittelt wird, bietet dieses Verfahren den Vorteil, bereits vor dem Ende der Lebensdauer sowie bei beliebigen Kollektivverläufen, Hinweise auf ein baldiges Versagen des Bauteils erkennen zu können. Der Quellcode des dynamischen KF- und IMAB-Verfahrens ist Anhang A10 zu entnehmen.

3.2 Vergleichsbetrachtung der Lebensdauerabschätzung zwischen linearen und nichtlinearen Schadensakkumulationshypothesen

Das KF- und IMAB-Verfahren bietet eine, im Vergleich zu den in Kapitel 2.1.5 vorgestellten Berechnungsmodellen, deutliche Verbesserung der Treffsicherheit bei gleichzeitig geringerer Streuspanne. Im Folgenden werden die Ergebnisse von Hinkelmann [Hin 12] mit Berechnungsergebnissen von nichtlinearen Schadensakkumulationshypothesen unter Randombeanspruchung verglichen. Ziel der folgenden Untersuchung ist es, die Genauigkeit der rechnerischen Lebensdauerabschätzung nichtlinearer und linearer Hypothesen vergleichen zu können.

Als Berechnungsgrundlage und Beanspruchungsgröße werden Amplitudenkollektive verschiedener Formen generiert. Der Formparameter v beschreibt den Kollektivverlauf zwischen Kollektivhöchstwert und Umfang [Hin 11]. Zur Vergleichbarkeit von Kollektiven verschiedener Formparameter werden Amplitudenkollektive in sogenannte Einheitskollektive überführt. Einheitskollektive werden von Hanke [Han 70] und Hück [Hüc 88] beschrieben. Mathematisch können diese vereinheitlichten Amplitudenkollektive nach Formel (3-6) berechnet werden.

$$\sigma_a = \hat{\sigma}_a \cdot \left(\frac{\log\left(\frac{H_0}{N}\right)}{\log(H_0)} \right)^{\frac{1}{v}} \quad (3-6)$$

Ein Rechteckkollektiv besitzt den Formparameter $v = \infty$, ein normalverteiltes Amplitudenkollektiv den Parameter $v = 2$ und ein gradlinienverteiltes Kollektiv den Parameter $v = 1$ [Hin 11] [Köh 12]. Abb. 40 zeigt vereinheitlichte Amplitudenkollektive verschiedener Formparameter.

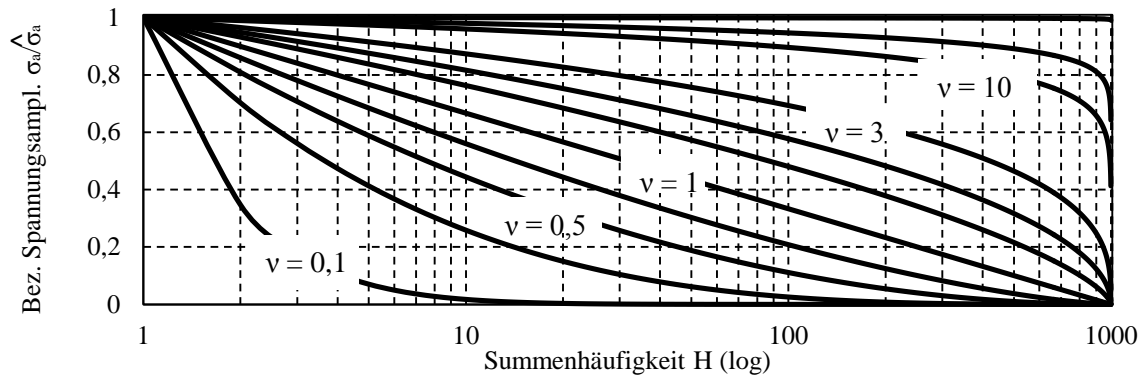


Abb. 40: Bezojene Amplitudenkollektive für verschiedene v , Kollektivumfang $H_0 = 1000$

Für die folgenden Berechnungen werden fiktive Bauteilwöhlerlinien mit den Neigungsexponenten $k = 1,5$ bis $k = 9,5$ erstellt und die Bauteildauerfestigkeit mit $\sigma_{ad} = 0,4 \cdot \hat{\sigma}_a$ festgelegt. Der Neigungsexponent von $k = 1,5$ wird ausschließlich für die folgenden theoretischen Untersuchungen festgelegt. In der Praxis kommen derart steile Neigungen von Wöhlerlinien nicht vor. Die maximale Spannungsamplitude $\hat{\sigma}_a$ der Kollektive wird für alle Formparameter identisch gewählt, weshalb sich für alle Wöhlerlinien gleiche Dauerfestigkeiten ergeben. Die Bruchschwingspielzahl der Wöhlerlinie wird in Höhe der Spannungsamplitude $\hat{\sigma}_a$ gleich dem Kollektivumfang H_0 gewählt. Somit wird sichergestellt, dass, bis auf das Amplitudenkollektiv mit dem Formparameter $v = \infty$, Kollektivdurchläufe > 1 erreicht werden. Als Versagenskriterium der folgenden Berechnungen wird das Erreichen der Gesamtschädigung $D_{ges} = 1$ definiert.

Die nachfolgenden Berechnungsergebnisse werden über dem LV aufgetragen. Das LV ist sowohl abhängig von dem Formparameter des Kollektivs, als auch von dem Neigungsexponenten der Wöhlerlinie k , weshalb mit dem LV beide Abhängigkeiten erfasst werden können. Ein Vergleich der effektiven Schadenssumme der KF- und IMAB-Verfahren sowie der nichtlinearen Modelle wird erreicht, indem $N_{rechn,korr}$ nach Formel (2-40) durch die berechneten Schadenssummen nichtlinearer Modelle ersetzt wird. Abb. 41 zeigt den Vergleich von linearem Schädungsverlauf und nichtlinearem Modell nach Manson.

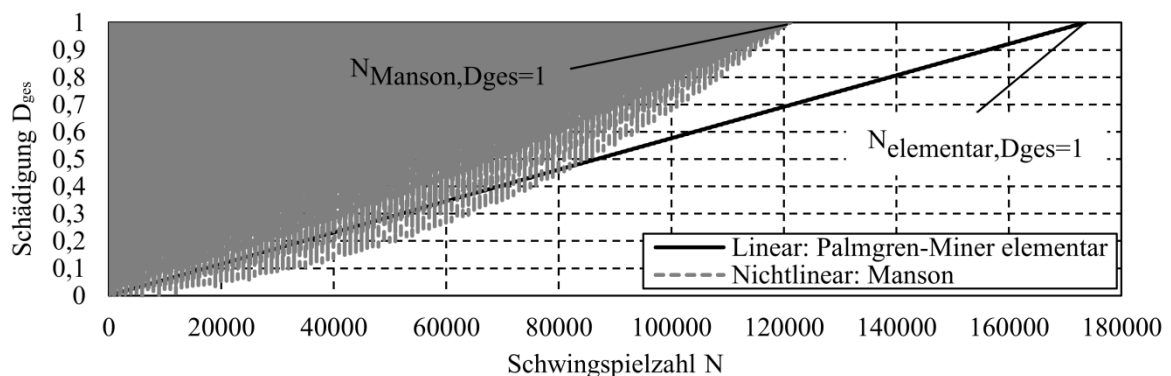


Abb. 41: Schädungsverlauf von D_{ges} für Palmgren-Miner elementar und Manson mit $v = 0,7$, $k = 3,5$, Kollektivumfang $H_0 = 1000$ unter Randombeanspruchung

Eine identische Interpretation der Schädigung nach dem nichtlinearen Modell nach Manson führt im Vergleich zu den zuvor beschriebenen linearen Verfahren zu einer Fehleinschätzung. Die Schädigung nach Manson darf nur unter einer definierten Bedingung als Absolutwert der aktuellen Schädigung interpretiert werden. Der Wert $1 - D_{ges}$ kann als

absolute Restlebensdauer verstanden werden, welche das Bauteil unter Berücksichtigung der Beanspruchungsvorgeschichte noch ertragen kann. Dies gilt allerdings nur unter der Bedingung, dass ausschließlich Belastungen der zuletzt aufgetragenen Stufenfolge auftreten. Somit darf der Schädigungswert nur dann als absolut interpretiert werden, wenn bis Lebensdauerende ausschließlich Belastungen gleicher Lastamplituden auf das Bauteil wirken. Abb. 42 zeigt eine vergrößerte Darstellung von Abb. 41 in einem Bereich um 10^5 LW. Hierbei zeigt sich dieser Sachverhalt deutlich, da sich D_{ges} durch eine High-Low-Lastfolge einem Wert von $D_{\text{ges}} = 1$ stark annähert, diesen Wert allerdings noch nicht erreicht.

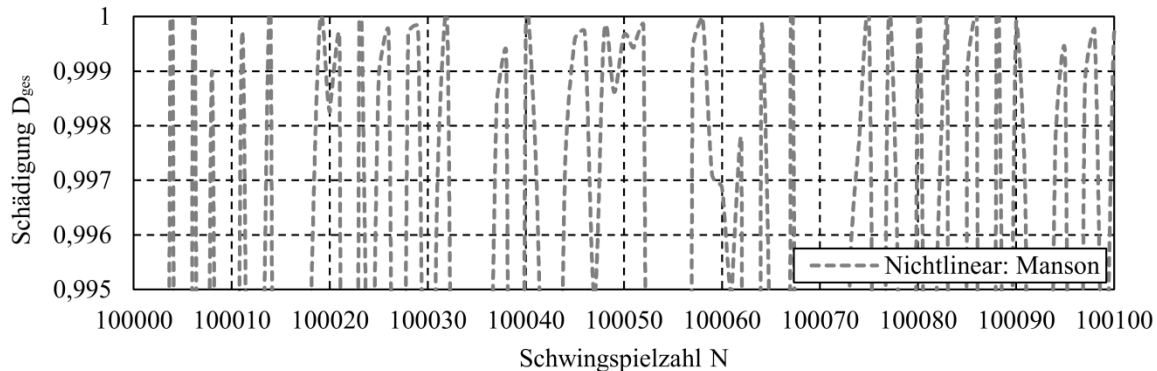


Abb. 42: Schädigungsverlauf von D_{ges} nach Manson mit $v = 0,7$, $k = 3,5$, Kollektivumfang $H_0 = 1000$ unter Randombeanspruchung, vergrößerte Darstellung von Abb. 41

Eine absolute Abschätzung der Restlebensdauer im Sinne der linearen Schadensakkumulation lässt dieses Verfahren somit nicht zu, da beim Online-SHM in der Regel nicht vorhersehbar ist, welche Lasten als nächstes folgen und derartige Sprünge der absoluten Gesamtschädigung wenig sinnvoll erscheinen. Die Hüllkurve der minimalen Schädigungen von D_{ges} liefert daher eine deutlich bessere Interpretation des Verlaufs der absoluten Gesamtschädigung (vgl. Abb. 41). Im Folgenden wird nicht näher auf den Verlauf der Schädigung eingegangen, da ausschließlich die errechnete Schwingungszahl bei $D_{\text{ges}}=1$ als Vergleichskriterium zum KF- und IMAB-Verfahren verwendet wird.

Abb. 43 zeigt die Regressionsfunktionen der effektiven Schadenssummen von Hinkelmann [Hin 12] auf Grundlage der Datensammlung Betriebsfestigkeit (KF- und IMAB-Verfahren) sowie die rein rechnerisch bestimmten virtuellen Schadenssummen des nichtlinearen Modells nach Manson. Der Begriff der virtuellen bzw. virtuellen-effektiven Schadenssumme wird in diesem Zusammenhang eingeführt, da die effektive Schadenssumme in der Regel auf Grundlage experimenteller Versuche bestimmt wird. Die Bestimmung der virtuellen Schadenssumme erfolgt in dieser Arbeit allerdings ausschließlich auf Basis rechnerischer bzw. analytischer Ergebnisse. Um die Abgrenzung zur experimentellen effektiven Schadenssumme deutlich zu machen, wird die virtuelle Schadenssumme eingeführt. Sowohl die effektive Schadenssumme als auch die virtuelle Schadenssumme werden identisch angewendet und können aus Gründen der Vergleichbarkeit in identischen Diagrammen dargestellt werden. Basis der Berechnung von LV und D_{vir} ist hierbei die Palmgren-Miner-Modifikation nach Haibach (vgl. Abb. 43, oben) und Palmgren-Miner elementar (vgl. Abb. 43, unten).

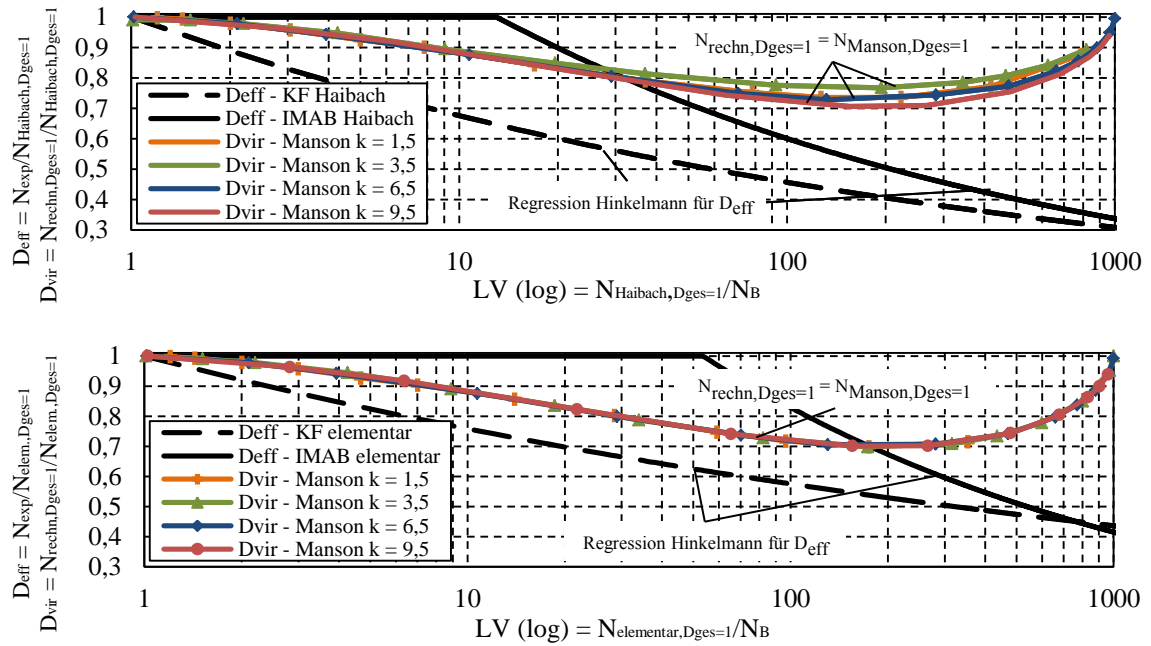


Abb. 43: Vergleich der effektiven Schadenssumme von KF- und IMAB-Verfahren unter Palmgren-Miner-Modifikationen nach Haibach (oben) und Miner elementar (unten) mit virtuellen Schadenssummen nichtlinearer Schadensakkumulationshypothesen nach Manson, $H_0 = 1000$

Das nichtlineare Modell nach Manson stellt einen kontinuierlichen Abfall der virtuellen Schadenssumme mit zunehmenden LV sicher und führt somit zu einer tendenziellen Übereinstimmung mit den Ergebnissen der effektiven Schadenssummen nach Hinkelmann. Die Berechnungen nach Manson auf Grundlage von Miner elementar zeigen im Vergleich zu den Berechnungen nach Manson auf Grundlage von Haibach keinen Einfluss zwischen der Neigung der Wöhlerlinie und dem Verlauf der virtuellen Schadenssumme (vgl. Abb. 43, unten). Die Berechnungen auf Grundlage von Haibach zeigen hingegen geringfügige Abweichungen der Verläufe der virtuellen Schadenssummen für verschiedene Neigungen der Wöhlerlinie. Diese lassen sich auf das Abknicken der Wöhlerlinie und deren geringerer Neigung unterhalb der Dauerfestigkeit zurückführen, was wiederum Einflüsse auf das zugrundeliegende nichtlineare Rechenmodell besitzt. Generell zeigt sich zwischen der Berechnung der virtuellen Schadenssumme nach Manson auf Grundlage von Haibach und Miner elementar kein bedeutsamer Unterschied.

Die Abhängigkeit zwischen LV, der Neigung der Wöhlerlinie $k = 3,5$ und $k = 9,5$ sowie unterschiedlicher Formparameter ist in Abb. 44 dargestellt.

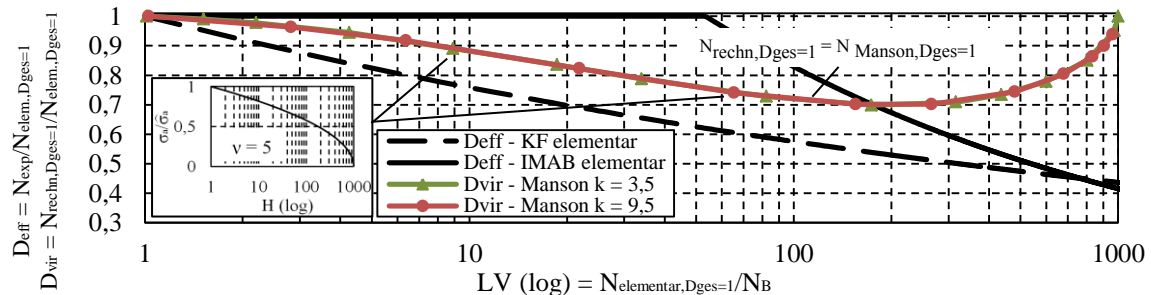


Abb. 44: Abhängigkeit zwischen LV, Neigung der Wöhlerlinie und Formparameter

Jede Markierung repräsentiert ein Berechnungsergebnis der virtuellen Schadenssumme für einen unterschiedlichen Formparameter des Kollektivs. Abb. 44 zeigt außerdem die Berechnungsergebnisse von D_{vir} für einen Formparameter von $v = 5$. Eine flache Neigung der Wöhlerlinie von $k = 9,5$ führt demnach zu geringeren Werten von D_{vir} als eine steile Neigung der Wöhlerlinie von $k = 3,5$. Daraus kann geschlussfolgert werden, dass bei der nichtlinearen Lebensdauerabschätzung nach Manson sowohl die Neigung der Wöhlerlinie, als auch der Formparameter in der Berechnung berücksichtigt wird.

Bei $LV > 200$ zeigt sich ein Anstieg der virtuellen Schadenssumme. Dieses Verhalten kann zum einen durch den zugrunde liegenden Rechenalgorithmus und zum anderen durch das physikalische Werkstoffverhalten erklärt werden. Bei großen LV und somit wenig völligen Kollektiven ist ein Großteil der Amplituden im Vergleich zu einzelnen, sehr hohen Amplituden so klein, dass diesen annähernd kein Schädigungsanteil zukommt. Ein Gesamtdurchlauf des Kollektivs gleicht somit einer einzelnen hohen Amplitude, weshalb sich der Schädigungszuwachs und die virtuelle Schadenssumme analog zu einem Rechteckkollektiv mit $LV = 1$, allerdings mit H_0 -facher Schwingungszahl, berechnet. Nach Einschätzung des Autors ist das Ansteigen der virtuellen Schadenssumme bei einem LV, welches annähernd dem Kollektivumfang H_0 entspricht, sinnvoll, da die Lastamplituden so klein werden, dass diesen kein realer Schädigungsanteil zukommt. Physikalisch betrachtet bewirken diese minimalen Lasten keine Schädigung des Werkstoffs, weshalb die Berechnungen der effektiven Schadenssumme nach dem KF- und IMAB-Verfahren bei derart speziellen Kollektivformen zu einer Unterschätzung der Bauteillebensdauer führen. Generell zeigt sich bei dieser Betrachtung ein Nachteil des KF- und IMAB-Verfahrens hinsichtlich der Abschätzung der effektiven Schadenssumme, da als Grundlage zur Berechnung das LV, N_{rechn} und \hat{N}_B herangezogen werden. Die Lastverteilung innerhalb des Kollektivs zur Bestimmung von N_{rechn} bleibt hierbei völlig unberücksichtigt.

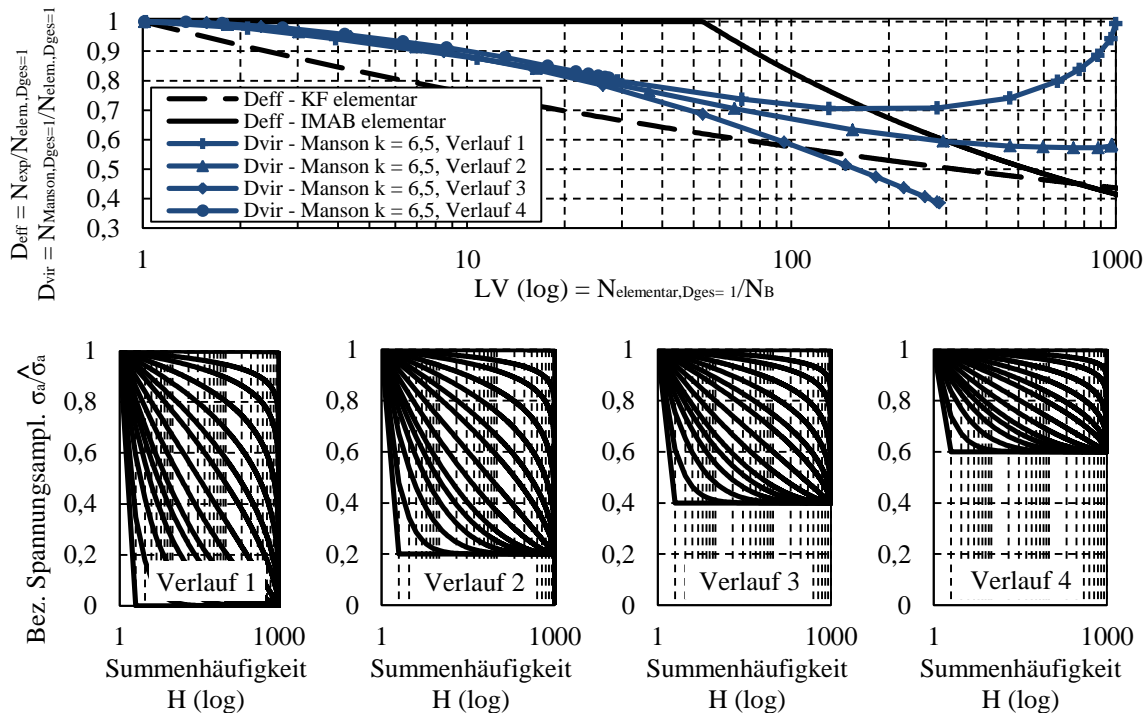


Abb. 45: Abhängigkeit zwischen Formparameter v , Lebensdauervielfachem LV sowie virtueller Schadenssumme nach Manson, $k = 6,5$, $H_0 = 1000$

Abb. 45 zeigt, dass das nichtlineare Modell nach Manson im Vergleich zum KF- und IMAB-Verfahren den Einfluss der Lastverteilung rechnerisch berücksichtigt. Somit ergeben sich für gleiche rechnerische LV unterschiedliche D_{vir} in Abhängigkeit der Lastverteilung innerhalb des Kollektivs bei gleichbleibenden N_{rechn} . Dass diese Effekte beim KF- und IMAB-Verfahren nicht berücksichtigt werden, fällt wenig auf, da die Kollektive des Verlaufs 3 in der Realität eher selten zu finden sind. Zu den geringsten virtuellen Schadenssummen führen Kollektive des Verlaufs 3, da die Lasten in Höhe $0,4 \cdot \sigma_a / \hat{\sigma}_a$ in großer Häufigkeit im Verhältnis zu wenigen großen Lastamplituden auftreten. Bedingt durch die Reihenfolgeeffekte der nichtlinearen Hypothese nach Manson wirkt diese Lastverteilung stark lebensdauerverkürzend.

Große LV führen bei dem Modell nach Manson analog zum KF- und IMAB-Verfahren zu einem kontinuierlichen Abfall der virtuellen Schadenssumme (vgl. Abb. 46). Kleinere Abweichungen in der Berechnung der virtuellen Schadenssumme für verschiedene H_0 und gleichem LV lassen sich, wie zuvor beschrieben, auf die unterschiedliche Lastverteilung innerhalb der Kollektive und deren rechnerischer Auswirkung nach Manson zurückführen.

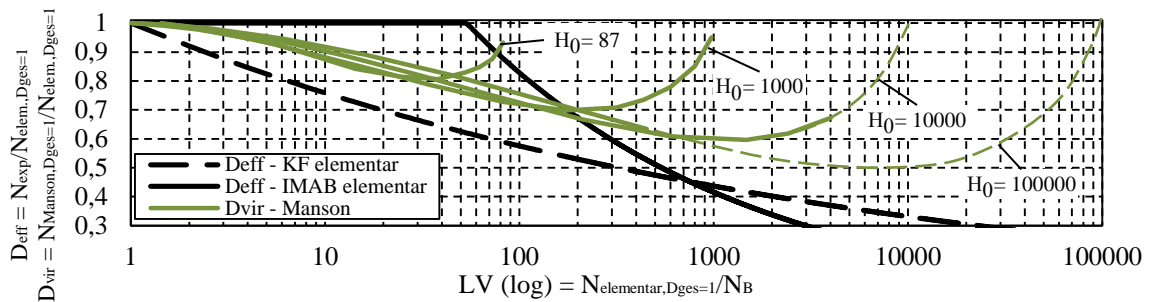


Abb. 46: Abhängigkeit zwischen Kollektivumfang H_0 , Lebensdauervielfachem LV sowie virtueller Schadenssumme nach Manson für Neigungsexponent $k = 3,5$

Hinkelmann zieht des Weiteren einen Vergleich zwischen der linearen und nichtlinearen Schadensakkumulation auf Grundlage des örtlichen Konzepts [Hin 12]. Hierfür untersucht er den linearen Schadensparameter P_{SWT} und den nichtlinearen Schadensparameter P_J für fiktive Lastkollektive. Der Schadensparameter P_J geht auf Vormwald [Vor 89] zurück und erklärt den nichtlinearen Schadenszuwachs durch das Rissöffnungs- und Schließverhalten von Spannungs-Dehnungs-Hysteresen. So zeigte sich, dass kleine Hysteresen, die auf große Hysteresen folgen, einen wesentlich größeren Schädigungsanteil besitzen als unter Einstufenbeanspruchung. Vormwald stellt fest, dass der Riss durch die Dehnung der großen Hysterese geöffnet wird, was den nachfolgenden kleinen Hysteresen einen größeren Schädigungsanteil zukommen lässt [Vor 89] [Hin 12]. Zwischen P_J und dem nichtlinearen Modell nach Manson können Parallelen gefunden werden. Dies zeigt sich an den Ergebnissen der theoretischen Untersuchungen. Die berechnete virtuelle Schadenssumme auf Grundlage von P_{SWT} und P_J von Hinkelmann zeigt in analoger Weise zu dem Modell nach Manson einen Abfall von D_{vir} in Abhängigkeit steigender LV [Hin 12]. Das Modell nach Manson ergibt, trotz eines deutlich reduzierten Rechenaufwands, ähnlich gute Ergebnisse bei der Ermittlung der virtuellen Schadenssumme. Im Vergleich zum örtlichen Konzept ist die Anwendbarkeit dieses Modells deutlich eingängiger, da alle Rechenschritte mithilfe des Nennspannungskonzepts erklärt und durchgeführt werden können.

Der von Manson festgelegte Schädigungsparameter beträgt $p_s = 0,4$ (vgl. Kapitel 2.1.6). Betrachtet man Abb. 43, unten, so zeigt sich, dass die Ergebnisse der nichtlinearen Hypothese nach Manson mit $p_s = 0,4$ tendenziell dem Verlauf des KF-Verfahrens folgen. Hinsichtlich absoluter Werte kann allerdings keine optimale Übereinstimmung mit der Regression nach Hinkelmann festgestellt werden. Durch die Anpassung des empirischen Schädigungsparameters p_s , lässt sich der Abfall der virtuellen Schadenssumme in Abhängigkeit des LV definieren. Abb. 47 zeigt die Berechnungsergebnisse für unterschiedliche Werte von p_s .

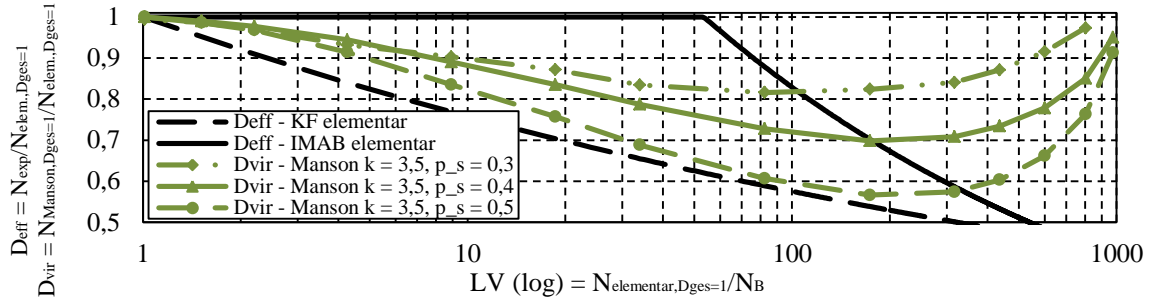


Abb. 47: Verlauf der effektiven Schadenssumme sowie der virtuellen Schadenssumme in Abhängigkeit des LV für verschiedene Werte des Schädigungsparameters p_s , $H_0 = 1000$

Einflüsse unterschiedlicher Werkstoffe können durch nichtlineare Modelle nicht ohne weiteres berücksichtigt werden. Vielmehr müssen analog zum KF- und IMAB-Verfahren Konstanten definiert werden (vgl. Kapitel 2.1.8, Tabelle 1 und Tabelle 2), welche für bestimmte Werkstoffgruppen gelten. Die Untersuchungen von Hinkelmann basieren ebenso wie die Untersuchungen von Manson auf der Werkstoffgruppe Stahl. Für Aluminium ergeben sich nach Hinkelmann ähnliche Verläufe der Regressionsfunktionen. Allerdings ist für eine genaue Aussage eine umfangreiche Datenbasis notwendig [Hin 12] [Man 81]. Mithilfe des Schädigungsparameters p_s kann eine werkstoffabhängige Anpassung der virtuellen Schadenssumme erfolgen. Abb. 47 zeigt, dass kleinere Werte von p_s zu einer Zunahme und größere Werte von p_s zu einer Abnahme der virtuellen Schadenssumme führen. Eine gute Übereinstimmung mit dem KF-Verfahren hinsichtlich absoluter Werte zeigt der empirische Schädigungsparameter $p_s = 0,5$. Ein zusätzlicher Sicherheitsfaktor kann in nichtlineare Berechnungsmodelle mithilfe der relativen Palmgren-Miner-Regel in Form konstanter effektiver Schadenssummen rechnerisch einfließen. Analog zum Schädigungsparameter p_s kann hierüber eine Anpassung an experimentelle Ergebnisse erfolgen. Die zuvor aufgeführte Formel zur Berechnung der Gesamtschädigung (2-25) führt unter Berücksichtigung einer konstanten effektiven Schadenssumme für mehrstufige Lastfolgen zu:

$$D_{ges} = \left(\left(\left(\frac{h_1}{N_{B1} \cdot D_{eff}} \right)^{\frac{\gamma_1}{\gamma_2}} + \frac{h_2}{N_{B2} \cdot D_{eff}} \right)^{\frac{\gamma_2}{\gamma_3}} + \dots + \frac{h_{i-1}}{N_{Bi-1} \cdot D_{eff}} \right)^{\frac{\gamma_{i-1}}{\gamma_i}} + \frac{h_i}{N_{Bi} \cdot D_{eff}} = 1 \quad (3-7)$$

Das Anwenden der konstanten effektiven Schadenssumme bewirkt eine Verschiebung des Verlaufs von D_{vir} entlang der Ordinatenachse hin zu kleineren Werten von D_{vir} (vgl. Abb. 48).

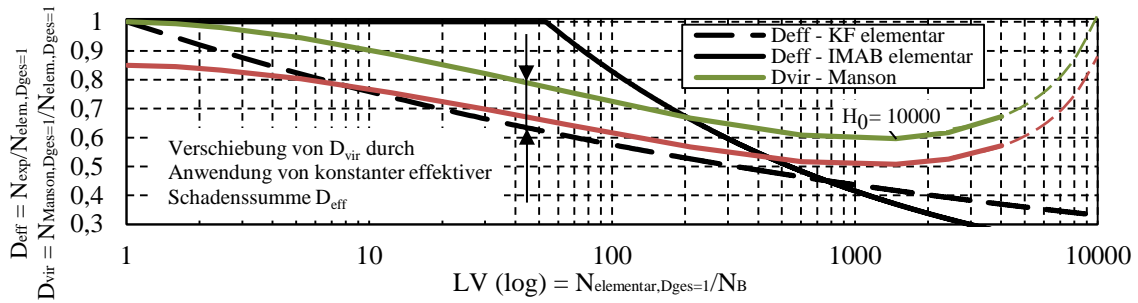


Abb. 48: Erhöhung des Sicherheitsfaktors der Lebensdauerabschätzung bzw. Anpassung an experimentelle Versuchsergebnisse mithilfe einer konstanten effektiven Schadenssumme für nichtlineares Modell nach Manson

Die Regressionsfunktion der effektiven Schadenssumme auf Grundlage der Analyse der Datensammlung Betriebsfestigkeit von Hinkelmann (KF- und IMAB-Verfahren) und den berechneten virtuellen Schadenssummen der nichtlinearen Modelle nach Hashin und Subramanyan ist in Abb. 49 dargestellt. Sowohl das Modell nach Hashin als auch das Modell nach Subramanyan beziehen sich auf die Bauteil-Dauerfestigkeit, weshalb zur Darstellung über dem LV und zur Bestimmung von D_{vir} die Berechnung auf Grundlage von Palmgren-Miner original erfolgt. Der Vergleich zwischen den Hypothesen von Hashin und Subramanyan zeigt, dass beide Modelle einen ähnlichen Verlauf der virtuellen Schadenssumme berechnen und einen zunehmenden Abfall der virtuellen Schadenssumme mit steigendem LV sicherstellen. Ebenfalls zeigt sich wie bei dem Modell nach Manson ein Anstieg der virtuellen Schadenssumme bei Lebensdauervielfachen, welche annähernd dem Kollektivumfang H_0 entsprechen.

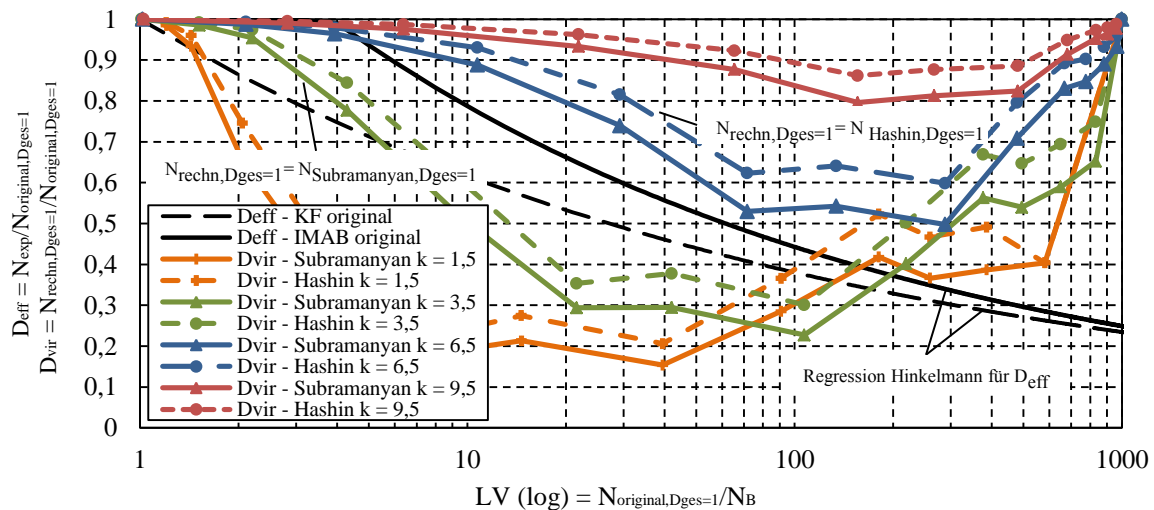


Abb. 49: Vergleich der effektiven Schadenssumme von KF- und IMAB-Verfahren nach Palmgren-Miner original mit virtueller Schadenssumme nichtlinearer Schadensakkumulationshypothesen nach Hashin und Subramanyan, $H_0 = 1000$

Das Modell nach Hashin berechnet geringfügig größere virtuelle Schadenssummen im Vergleich zu dem Modell nach Subramanyan. Der Nachteil beider Modelle wird jedoch im Vergleich zur Hypothese von Manson unter Berücksichtigung von Bauteilwöhlerlinien unterschiedlicher Neigungsexponenten k deutlich. Ein gleichbleibender Verlauf der virtuellen Schadenssumme kann bei identischem LV und verschiedener Neigungen der Wöhlerlinien nicht sichergestellt werden, weshalb sich für D_{vir} stark unterschiedliche Berech-

nungsergebnisse ergeben. In Analogie zum KF- und IMAB-Verfahren sowie dem nichtlinearen Berechnungsmodell nach Manson sollte die virtuelle Schadenssumme bei Wöhlerlinien flacher Neigung kleinere Werte ergeben sowie größere Werte bei steiler Neigung. Diese Aussage kann für das Modell nach Hashin und Subramanyan nicht bestätigt werden, da sich die Berechnungsergebnisse von D_{vir} gegenteilig verhalten. In Bezug auf die Untersuchungen von Hinkelmann [Hin 12] ist eine stark fehlerbehaftete rechnerische Lebensdauerabschätzung nach Hashin und Subramanyan zu erwarten.

Um weitere Gemeinsamkeiten und Unterschiede zwischen linearen und nichtlinearen Schadensakkumulationsmodellen herauszustellen, wird von einem Stufenwechsel des Kollektivmittelwerts ausgegangen, welcher beispielsweise durch eine Gewichtszunahme oder Gewichtsabnahme des Prothesenträgers verursacht wird. Abb. 50 zeigt eine BZF mit einem Stufenwechsel des Mittelwerts.

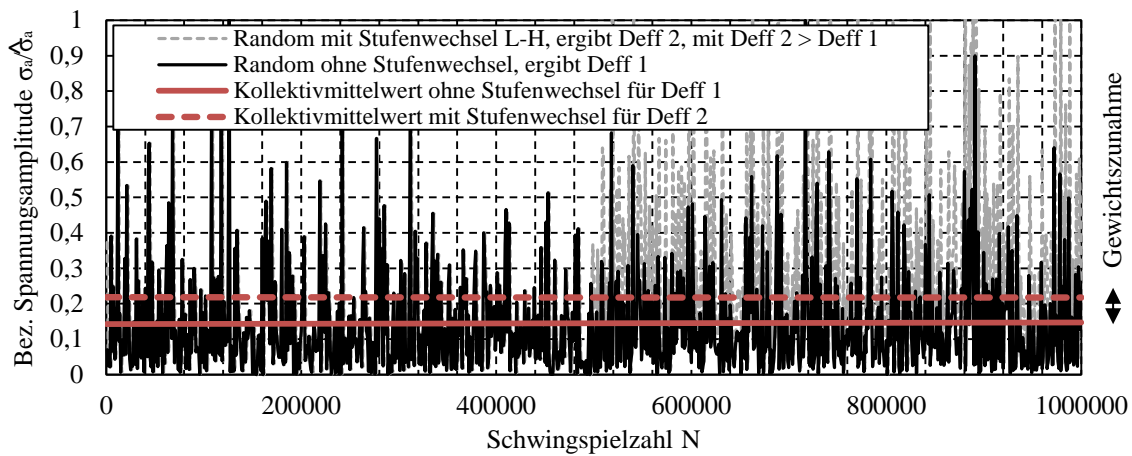


Abb. 50: Schematische Darstellung der Änderung des Kollektivmittelwerts während des Kollektivdurchlaufs

Der in Abb. 50 dargestellte Stufenwechsel des Kollektivmittelwerts von einer niedrigeren zu einer höheren Laststufe (L-H bei ca. $5 \cdot 10^5$ LW) führt bei nichtlinearen Modellen zu einer Lebensdauerverlängerung. Bei dem dynamischen KF- und IMAB-Verfahren führt dieser Stufenwechsel zu einer Vergrößerung des Formparameters des Kollektivs, woraus die Berechnung kleinerer LV resultiert. Dies wiederum führt im Kollektivverlauf zu größeren Werten von D_{eff} und wirkt sich somit ebenfalls positiv auf die Lebensdauer aus. Dieses Verhalten gilt allerdings nur unter der Bedingung, dass sich der Kollektivhöchstwert $\hat{\sigma}_a$ durch den Stufenwechsel nicht ändert. Eine mit dem Stufenwechsel verbundene Vergrößerung des Kollektivhöchstwerts $\hat{\sigma}_a$ würde nach dem dynamischen KF- und IMAB-Verfahren zu einem sofortigen Anstieg des LV und folglich zu einem Abfall von D_{eff} führen. Als Folge ergibt sich im Vergleich zu nichtlinearen Modellen eine Verkürzung der rechnerischen Lebensdauer. Der Stufenwechsel des Kollektivmittelwerts von einer hohen zu einer niedrigeren Last (H-L-Lastfolge) bewirkt bei nichtlinearen Modellen niedrigere Werte der virtuellen Schadenssumme, was zu kürzeren rechnerischen Lebensdauern führt. In gleicher Weise führt ein identischer Stufenwechsel nach dem dynamischen KF- und IMAB-Verfahren zu kleineren Formparametern der Kollektive, was zu niedrigeren Werten von D_{eff} und ebenfalls zu kürzeren rechnerischen Lebensdauern führt.

Der Unterschied zwischen nichtlinearen Verfahren und dem dynamischen KF- und IMAB-Verfahren wird besonders deutlich, wenn von einer Überlast (L-H-L-Lastfolge) ausgegangen wird. Nach dem dynamischen KF- und IMAB-Verfahren werden unabhängig davon, zu welchem Zeitpunkt im Kollektivdurchlauf eine L-H-L-Lastfolge auftritt, identische rechnerische Schwingspielzahlen und effektive Schadenssummen ermittelt. Bei nichtlinearen Modellen besitzen solche Überlasten, mit Blick auf die bereits umgesetzte Gesamtschädigung des Bauteils, einen mehr oder weniger starken Einfluss auf die virtuelle Schadenssumme D_{vir} . Besteht somit die Notwendigkeit, Reihenfolgeinflüsse von Sonderereignissen, wie z.B. Stufenbelastungen oder Überlasten, zu berücksichtigen, so können nichtlineare Modelle bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung Vorteile bieten. Die Reihenfolgeinflüsse nichtlinearer Lebensdauermodelle werden in Abb. 45 sehr deutlich.

3.3 Fazit

Das KF- und IMAB-Verfahren benötigt zur Abschätzung der effektiven Schadenssumme eine genaue Kenntnis über die vorliegenden Kollektive. Somit kommt es bei Abweichungen der angenommenen Belastungskollektive zu Fehlern bei der Abschätzung von $D_{\text{eff,KF/IMAB}}$. Für ein online arbeitendes SHM-System sind diese Verfahren somit nicht zu empfehlen. Das dynamische KF- und IMAB-Verfahren ermöglicht es, dieses Defizit zu beheben, indem eine kontinuierliche Anpassung der effektiven Schadenssumme bei jedem neuen LW durchgeführt wird. Im Vergleich zum KF- und IMAB-Verfahren führt dies zu einer deutlich höheren Sicherheit bei der Abschätzung von $D_{\text{eff,KF/IMAB}}$ und somit bei der Ermittlung der rechnerisch ertragbaren Schwingspielzahlen. Ähnlich wie bei nichtlinearen Modellen kann das dynamische KF- und IMAB-Verfahren auf Stufenwechsel und deren Auswirkungen auf die Kollektivvölligkeit reagieren (vgl. Kapitel 3.1). Hinsichtlich der Beurteilung von Reihenfolgeinflüssen sind diesem Verfahren allerdings Grenzen gesetzt.

Grundlegend zeigt sich durch die durchgeführte analytische Betrachtung, dass nichtlineare Modelle unter Randombeanspruchung einen fortschreitenden Abfall der virtuellen Schadenssumme bewirken. Verglichen mit den Ursprungsformen linearer Modelle ermöglichen diese sicherere Berechnungsergebnisse bei der Lebensdauerabschätzung. Unterschiede zeigen diese Modelle im Vergleich zum KF- und IMAB-Verfahren dahingehend, dass die Verteilung des Lastverlaufs innerhalb des Kollektivs in der Abschätzung der virtuellen Schadenssumme berücksichtigt wird, was besonders bei sehr großen LV nahe H_0 deutlich wird (vgl. Kapitel 3.2). Bei nichtlinearen Modellen wird die virtuelle Schadenssumme kontinuierlich und in Abhängigkeit der Vorgeschichte des belasteten Strukturteils berechnet. Nichtlineare Modelle können somit im Bereich der Prothetik besonders dann Vorteile bieten, wenn während langen Nutzungsdauern nicht zu erwartende Stufenwechsel im Belastungskollektiv auftreten. Deren Einflüsse können lebensdauererlöngende bzw. lebensdauerverkürzende Wirkungen aufweisen und werden durch das KF- und IMAB-Verfahren nur bedingt erfasst.

Das nichtlineare Schadensakkumulationsmodell nach Manson stellt den Abfall der virtuellen Schadenssumme, auch für verschiedene Neigungsexponenten k der Wöhlerlinie, sicher (vgl. Kapitel 3.2). Generell zeigen sich keine markanten Unterschiede in der Berechnung der virtuellen Schadenssumme nach Manson auf Grundlage von Haibach und Miner ele-

mentar. Des Weiteren bietet der Schädigungsparameter p_s die Möglichkeit, Anpassungen an experimentelle Versuchsergebnisse und verschiedene Werkstoffgruppen vorzunehmen. Eine exakte Aussage über die Treffsicherheit dieses nichtlinearen Modells unter Randombeanspruchung kann nicht getroffen werden. Um die Treffsicherheit des Verfahrens präziser zu bewerten, kann ein rechnerischer Abgleich mit bekannten Kollektiven der Datensammlung Betriebsfestigkeit der TU Clausthal und TU Dresden erfolgen. Auf Grundlage der durchgeführten Berechnungen und unter Bezugnahme auf die Untersuchungen von Hinkelmann [Hin 12] kann dennoch geschlussfolgert werden, dass das Modell nach Manson unter Miner elementar ähnliche Treffsicherheiten bietet wie das KF- und IMAB Verfahren. Diese Schlussfolgerung lässt sich aus der tendenziellen Übereinstimmung der Verläufe der virtuellen Schadenssumme nach Manson und den effektiven Schadenssummen des KF- und IMAB-Verfahrens ableiten.

Demzufolge sind für eine Schädigungsüberwachung sowohl das dynamische KF- und IMAB-Verfahren als auch das nichtlineare Modell nach Manson unter Miner elementar gleichsam einsetzbar und liefern erwartungsgemäß ähnliche rechnerische Versagensschwingspielzahlen. Beide Modelle können in identischer Weise die Nachteile linearer Schadensakkumulationshypothesen beheben, indem ein Absinken der effektiven bzw. virtuellen Schadenssumme bei zunehmenden LV sichergestellt wird. Das führt zu deutlich besseren mittleren Treffsicherheiten und einer verringerten Streuspanne. Das nichtlineare Modell bietet weiterhin den Vorteil die Einflüsse von Reihenfolgeeffekten bewerten zu können, was sich schlussfolgernd in einer verbesserten Treffsicherheit äußern würde. Dies sollte in weiterführenden Untersuchungen auf Grundlage einer experimentellen Datenbasis überprüft werden.

4 Auswertung der Messdaten zu Mobilitätsuntersuchungen an Oberschenkelamputierten

Der technische Fortschritt führt im Bereich der Prothetik zu einer sich stetig verbessernden Mobilität des Prothesenträgers. Da folglich auch die Anforderungen an Strukturbauerteile stetig steigen, ist es umso wichtiger, die Belastungen der Prothese zu kennen. Eine Studie zu Belastungs- und Bewegungszuständen bei Oberschenkelamputierten wurde im Jahr 2008 von Oehler durchgeführt. Das Messsystem, welches zur Lastermittlung verwendet wurde, trägt den Namen Oktapod und ermöglicht das Messen von drei Kräften und drei Momenten. Der Winkel der Knieflexion wurde zusätzlich über zwei weitere Inertialsensoren erfasst. Die Laufzeit der Studie betrug ein Jahr und wurde mit einer Anzahl von insgesamt 15 Prothesenträgern durchgeführt. Die Probanden verwendeten das mechanische Kniegelenk 3R60 sowie das mikroprozessorgesteuerte Kniegelenk C-Leg [Oeh 16] (vgl. Kapitel 2.2.3, Abb. 25, Mitte).

Die Messdaten von Oehler eignen sich als Basis, um diese hinsichtlich der Festlegung von Randbedingungen, insbesondere Prüfbedingungen, konstruktiver Dimensionierungen sowie der Definition einer geeigneten Platzierung des zu konzipierenden Messsystems zu bewerten. Die Diagrammdarstellungen in diesem Kapitel sowie Anhang A3 liegen ebenfalls der Datenbasis von Oehler zugrunde. Abb. 51 zeigt eine Übersicht der damit verbundenen Fragestellungen, welche in den folgenden Unterkapiteln gesondert betrachtet werden.

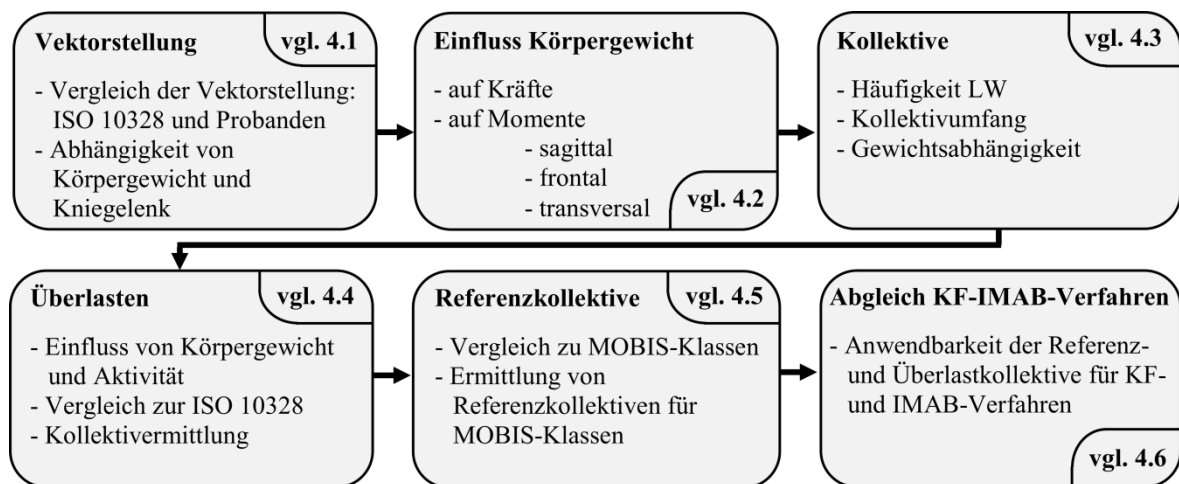


Abb. 51: Übersicht der Inhalte des Kapitels 4

Die Fortbewegung des Menschen verlangt nach der Festlegung verschiedener Gangmuster. Aus unterschiedlichen Gangmustern, wie z.B. „Gehen“ und „Treppensteigen“, resultieren voneinander abweichende Kraftvektoren und Momente auf die Prothesenstruktur. Zur Klassierung der Messdaten wurden in der Studie von Oehler zunächst unterschiedliche Gangmuster definiert und nach deren Häufigkeit ausgewertet. Die von Oehler bereitgestellten Daten zeigen, dass das „Gehen“ als das am häufigsten auftretende Gangmuster bezeichnet werden kann. Dieses tritt im Mittel aller Probanden mit einer Häufigkeit von 87,5% auf, weshalb sich die in den folgenden Kapiteln analysierten Daten überwiegend auf

dieses Gangmuster beziehen. In Kapitel 4.3 werden unabhängig von der Gangmustererkennung die maximalen Überlasten ausgewertet, um eine Übersicht über die maximal auftretenden Momente bei der Verwendung einer Prothese zu erhalten.

4.1 Probandenabhängige Vektorstellung und gemittelter Kraftvektor

Ein wesentlicher Faktor, welcher maßgeblich die Größe der Momente während der Fortbewegung bestimmt, ist die Lage des Kraftvektors, der zwischen dem Bodenkontaktpunkt und dem Körperschwerpunkt verläuft (vgl. Kapitel 2.2.2). Der Verlauf dieses Kraftvektors kann aus den Mobilitätsuntersuchungen an Oberschenkelamputierten abgeleitet werden, um einen Vergleich zu den resultierenden Kraftvektoren der ISO 10328 aufzustellen.

Die ISO 10328 definiert nicht für jeden Prüfbelastungsgrad (PBG) und jede Prüflastbedingung (PLB) einen eigenen Kraftvektor. Lediglich PBG 3, 4 und 5 unterscheiden sich hinsichtlich des Verlaufs des Kraftvektors. PBG 5, PBG 6, PBG 7 und PBG 8 zeigen einen identischen Verlauf des Kraftvektors. Die unterschiedlich hohen Momente bei PBG 5, PBG 6, PBG 7 und PBG 8 werden durch eine annähernd lineare Erhöhung der einwirkenden Kraft in Abhängigkeit des maximal zulässigen Körpergewichts erreicht. Die PBG sind deshalb unterschiedlich, da diese zum Zeitpunkt der Entstehung der ISO 10328 an Amputierten gemessen worden. Die Messungen sind in Abhängigkeit der Körpermasse sowie des Bewegungsablaufs durchgeführt worden, woraus sich die unterschiedlichen PBG ableiten lassen [Iso 16a]. Um einen Vergleich zu den gemessenen Kraftvektoren der Mobilitätsuntersuchung ziehen zu können, werden nur die Kraftvektoren der Probanden berücksichtigt, deren Körpergewicht > 80 kg beträgt. Dieses entspricht einem PBG 5, PBG 6, PBG 7 und PBG 8 nach der ISO 10328. Die unterschiedlichen Kraftvektoren sind in Abb. 52 und Abb. 53 entsprechend gekennzeichnet.

Der Oktapod, welcher von Oehler zur Belastungsmessung verwendet wurde, war während der Datenaufzeichnung unmittelbar über dem Kniedrehpunkt und somit im Bereich des Oberschenkels positioniert [Oeh 16]. Der Durchtrittspunkt des Kraftvektors durch die Knieebene sowie das in dieser Position aufgezeichnete Moment und dessen Standardabweichungen sind daher eindeutig bestimmt. Die Knieebene wird im Folgenden durch eine Einbauhöhe von 420 mm definiert. Des Weiteren liegen aus den Mobilitätsuntersuchungen Informationen über den Kniewinkel vor, weshalb die Momente in A_e mithilfe des Verlaufs des mittleren Kraftvektors sowie der mittleren Winkeldifferenz zwischen Ober- und Unterschenkel berechnet werden können. Die Einflüsse der Knieflexion auf die resultierenden Kraftvektoren und Momente in A_e werden somit berücksichtigt. Die folgende Auswertung bezieht sich ausschließlich auf das Gangmuster „Gehen“. Ebenfalls werden die Kraftvektoren zu den Zeitpunkten der Belastungsantwort (Fersenbelastung) und der terminalen Standphase (Vorfußbelastung) ausgewertet (vgl. Kapitel 2.2.2). Diese Zustände entsprechen nach der ISO 10328 der PLB I und PLB II [Iso 07].

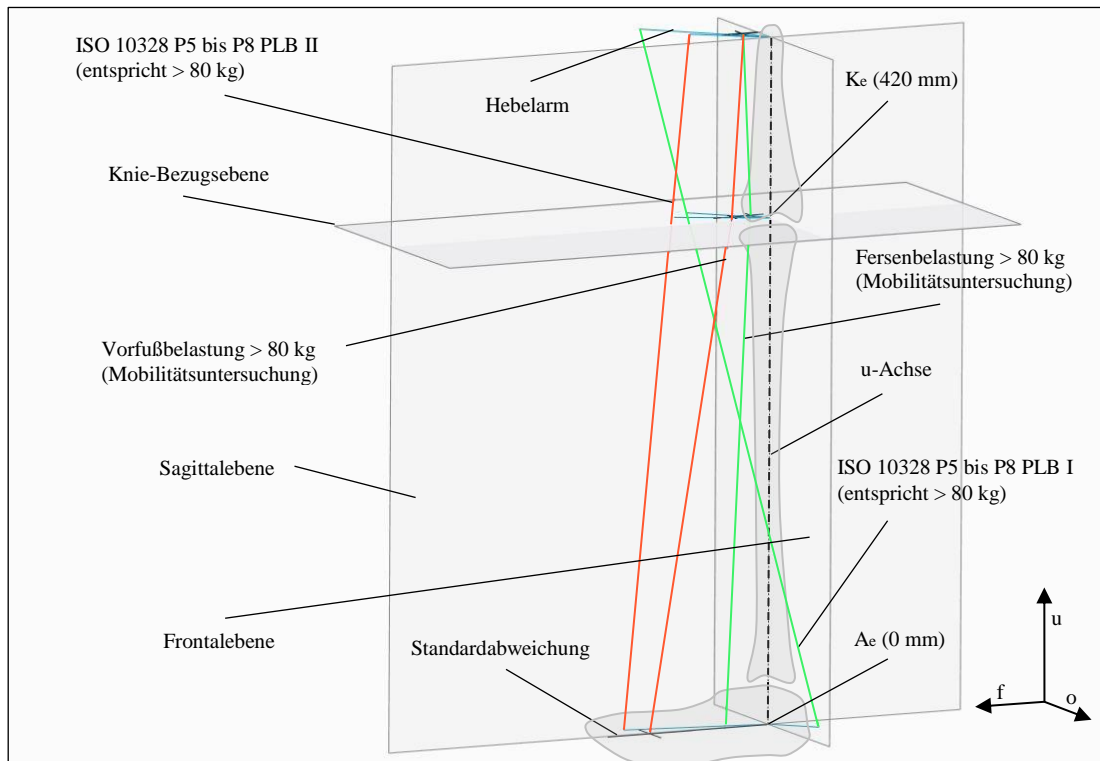


Abb. 52: Kraftvektor für Vorfuß- und Fersenbelastung für Gangmuster „Gehen“ im Vergleich zur ISO 10328, PBG 5 bis 8, PLB I und PLB II für linkes Bein

Abb. 52 zeigt den Vergleich zwischen den Prüfvektoren der ISO 10328 und den gemittelten Kraftvektoren der Mobilitätsuntersuchungen für das Gangmuster „Gehen“. Das Koordinatensystem ist analog zur ISO 10328 gewählt (vgl. Kapitel 2.2.6.2, Abb. 30). Hieraus lässt sich ableiten, dass die mittleren Kraftvektoren für das Gangmuster „Gehen“ sowohl im Vergleich zur PLB I als auch zur PLB II geringere Abstände zur u-Achse annehmen. Aus der mittleren Knieflexion resultiert ein „Abknicken“ der Vektoren in K_e . Die ISO 10328 definiert einen solchen Verlauf nicht, sodass sowohl für Bauteile ober- als auch unterhalb der Knieebene ein identischer Kraftvektor in Abhängigkeit der PLB definiert wird. Die Standardabweichungen der Vektoren zeigen in K_e sowie 150 mm oberhalb K_e in Richtung AP und ML verhältnismäßig geringe Werte. Im Knöchelpunkt A_e nimmt die SW entlang der Sagittalebene aufgrund der SW der Knieflexion zu. Betrachtet man den mittleren Kraftvektor der Vorfußbelastung im Vergleich zu dem der ISO 10328 unter PLB II, so zeigt sich, dass dieser entlang der Frontal- bzw. Sagittalebene in Richtung der u-Achse verschoben ist. Im Knöchelpunkt A_e nähert sich der Kraftvektor aufgrund der mittleren Knieflexion dem Vektor unter PLB II an (vgl. Abb. 53, links). Der Kraftvektor der Fersenbelastung zeigt im Vergleich zur ISO 10328 unter PLB I und bei Sicht auf die Frontal- und Sagittalebene eine deutlich geringere Schrägstellung. Insbesondere oberhalb von K_e resultieren daraus geringere Abstände zur u-Achse (vgl. Abb. 53, links und rechts).

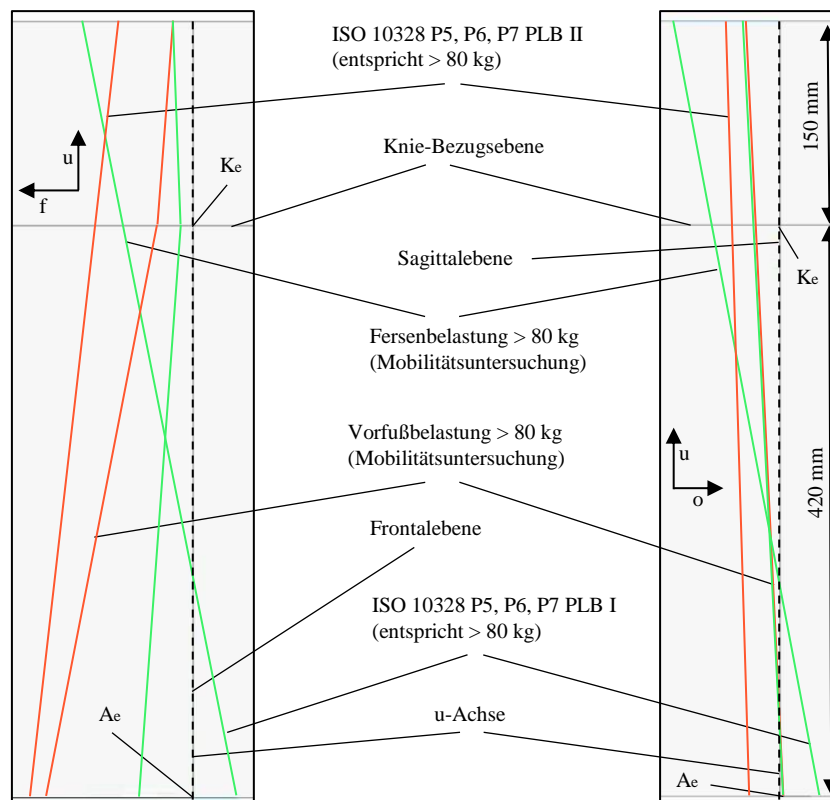


Abb. 53: Kraftvektor für Vorfuß- und Fersenbelastung für Gangmuster „Gehen“ im Vergleich zur ISO 10328, PBG 5 bis 8, PLB I und PLB II für linkes Bein, links: Sicht auf Sagittalebene, rechts: Sicht auf Frontalebene

Zusammenfassend zeigen die gemittelten Vektoren im Vergleich zu den Vektoren der ISO 10328 geringere Abstände zur u-Achse, woraus bei gleichen Belastungskräften schlussfolgernd geringere Drehmomente auf die Prothesenstruktur einwirken (vgl. Abb. 52 und Abb. 53).

Im Folgenden werden weitere gemittelte Kraftvektoren für unterschiedliche Kriterien ausgewertet. Die Einteilung der Kriterien erfolgt in gewichtsabhängige Klassen für > 80 kg, ≤ 80 kg Körpergewicht, schwerste vier Anwender (Mittelwert: 98 kg), leichteste vier Anwender (Mittelwert: 67,75 kg) sowie nach dem verwendeten Kniegelenk (C-Leg und 3R60). Des Weiteren wird ein gemittelter Kraftvektor über alle Prothesenträger erstellt. Die Steifigkeit sowie die Länge des verwendeten Prothesenfußes besitzen ebenfalls einen Einfluss auf den gemittelten Kraftvektor. Die in der Mobilitätsuntersuchung verwendeten Prothesenfüße sowie deren Längen sind sehr unterschiedlich, sodass keine Abhängigkeit zwischen gemitteltem Kraftvektor und der Art des verwendeten Prothesenfußes abgeleitet werden kann. Abb. 54 zeigt den Verlauf der genannten Kraftvektoren. Der Darstellung ist zu entnehmen, dass die gemittelten Kraftvektoren der jeweils betrachteten Kriterien nur geringfügig voneinander abweichen.

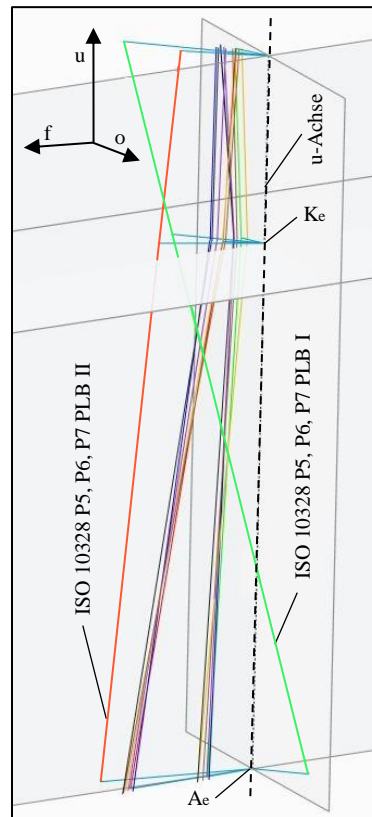


Abb. 54: Mittlere Kraftvektoren für unterschiedliche Kriterien (> 80 kg, ≤ 80 kg, mittlerer Kraftvektor für 98 kg, 68 kg, C-Leg und 3R60, alle Probanden)

Eine Abhängigkeit der Vektorlage vom Körpergewicht sowie ein sich verändernder Kraftvektor bei der Verwendung unterschiedlicher Kniegelenke kann auf Grundlage der ausgewerteten Daten nicht nachgewiesen werden. Aus diesem Grund wird im Folgenden der gemittelte Kraftvektor > 80 kg als Referenz für weitere Untersuchungen des Messsystems herangezogen. Bei allen Kraftvektoren zeigen sich im Vergleich zu den Vektoren der ISO 10328 ebenfalls geringere Abstände zur u-Achse, woraus bei identischen Belastungskräften geringere Drehmomente resultieren.

4.2 Gewichtskorrelation zwischen auftretenden Kräften und Momenten

Neben den Kraftvektoren sind die Belastungskräfte ein wesentliche Parameter, welcher die resultierenden Momente maßgeblich beeinflusst. Aus diesem Grund werden die dynamischen Kräfte der Mobilitätsuntersuchung unter Fersen- und Vorfußbelastung ausgewertet, um die resultierenden Momente bestimmen zu können. Die ISO 10328 zeigt mit zunehmender Körpergewichtsklasse zwischen PBG 5 (100 kg) bis PBG 8 (175 kg) bei gleichbleibendem Prüfvektor eine annähernd lineare Erhöhung der resultierenden Prüfkraft. Zwischen PBG 3, PBG 4 und PBG 5 ist die Erhöhung der resultierenden Prüfkraft weniger linear [Iso 16a]. Ein direkter Vergleich zwischen der gewichtsabhängigen Krafterhöhung der ISO 10328 und dem gemessenen Körpergewicht der Probanden kann in dieser Auswertung nicht erfolgen, da die ISO für die PBG unterschiedliche Kraftvektoren vorsieht und somit eine gewichtsabhängige Lasterhöhung über alle PBG hinweg nichtlinear ist. Die

Prüfkraften für ein spezifisches Körpergewicht werden somit in Abhängigkeit des Kraftvektors des jeweiligen PBG berechnet. Als Vergleichswerte dienen die Prüfkraften und Prüfmomente des PBG 7, da PBG 8 nicht auf realen Messdaten beruht, sondern aus den Daten von PBG 6 und PBG 7 extrapoliert wurde [Iso 16a].

Ebenso wie die Kraftvektoren und die Belastungskräfte ist die Einbauhöhe des Messsystems eine Bezugsgröße, welche für die Größe der resultierenden Momente relevant ist. Als Referenzpunkt wird der Kniedrehpunkt K_e angesehen, welcher sich in einer Einbauhöhe von 420 mm befindet. In den folgenden Darstellungen wird von einer Unterschenkelhöhe von ebenfalls 420 mm ausgegangen, weshalb der Knöchelpunkt A_e einer Einbauhöhe von 0 mm entspricht. Die resultierenden Kräfte und Momente können ausgehend von K_e für andere Unterschenkel- und Oberschenkelhöhen bzw. Einbauhöhen des Messsystems aus den Messdaten inter- bzw. extrapoliert werden.

Abb. 55 zeigt die resultierende dynamische Prüfkraft für PBG 7 unter PLB I und PLB II, die extrapolierten dynamischen Prüfkraften der ISO 10328 für 98 kg und 67,75 kg Körpergewicht unter PLB I und PLB II sowie die resultierenden dynamischen Kräfte für die jeweils vier leichtesten (Mittelwert: 67,75 kg) und vier schwersten (Mittelwert: 98 kg) Anwender unter Fersen- und Vorfußbelastung zum Zeitpunkt der maximalen Momentenbelastung. Um eine einheitliche Darstellung der Diagramme zu gewährleisten, wird auch Abb. 55 in Bezug zur Einbauhöhe dargestellt. Da die resultierenden Kräfte in Abhängigkeit der Einbauhöhe nicht variieren, ergeben sich horizontal verlaufende Kraftlinien, wobei die vertikalen Abstände die Kraftdifferenzen der unterschiedlichen Vektoren aufzeigen.

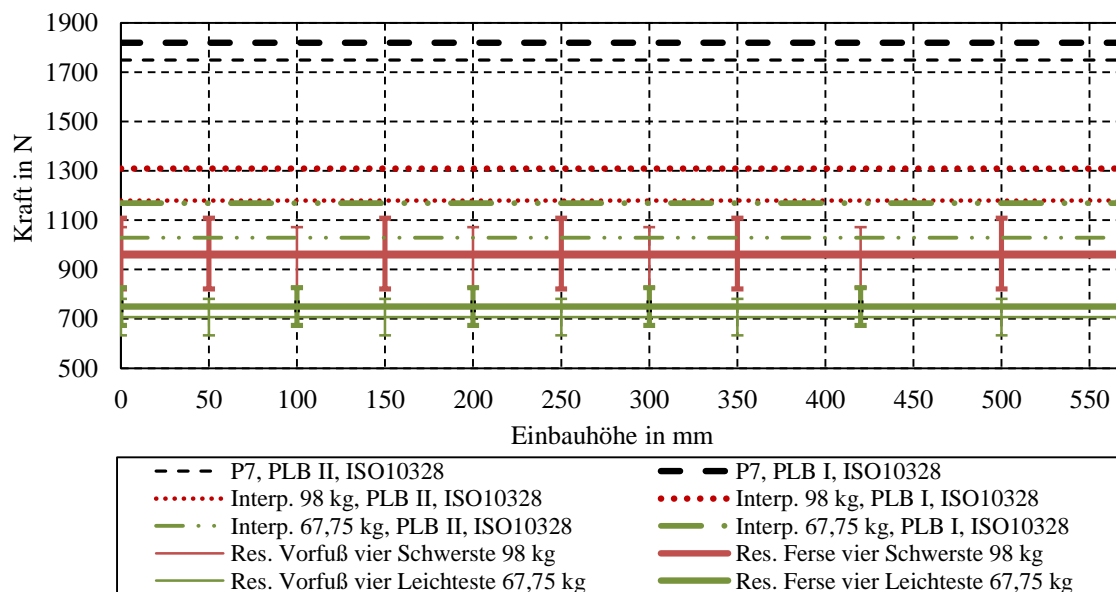


Abb. 55: Gemittelte resultierende dynamische Kräfte mit Standardabweichung für vier leichteste und vier schwerste Anwender, verglichen mit Prüfkraften der ISO 10328

Die resultierenden Vektorkräfte der Anwender bilden sowohl unter Fersen- als auch unter Vorfußbelastung das gemittelte Körpergewicht in N gut ab, was auf den Verlauf der Kraftvektoren entlang der u-Achse hindeutet. Diese Annahme kann durch die Verläufe der gemittelten Kraftvektoren in Abb. 54 gestützt werden. Im Allgemeinen sind die Kraftunterschiede zwischen Fersen- und Vorfußbelastung sehr gering (vgl. Abb. 55). Darüber hinaus zeigt sich zwischen den vier leichtesten und vier schwersten Anwendern, dass eine

Erhöhung des Körpergewichts zu einer proportionalen Erhöhung der resultierenden Vektorkraft führt. Beispielsweise liegt die Erhöhung der resultierenden und gemessenen Kraft bei 243 N für die Vorfußbelastung und bei 214,3 N für die Fersenbelastung. In dem betrachteten Bereich des Körpergewichts folgt unter der Bedingung eines gleichbleibenden Kraftvektors aus einem zunehmenden Körpergewicht somit eine Erhöhung des resultierenden Drehmoments. Dies führt zu der Schlussfolgerung, dass eine Extrapolation des Moments auf eine höhere bzw. niedrigere Gewichtsklasse vorgenommen werden kann. Die ISO 10328, welche auf Messdaten von Amputierten beruht, zeigt ebenfalls eine annähernd lineare Erhöhung der resultierenden Vektorkraft zwischen einem Körpergewicht von 80 kg (PBG 5) bis 175 kg (PBG8) [Iso 16a]. Aus den genannten Gründen wird in den folgenden Kapiteln eine lineare Extrapolation der Kräfte und Momente auf ein Körpergewicht von bis zu 150 kg, entsprechend dem PBG 7 nach ISO 10328, durchgeführt.

Grundsätzlich zeigen die gemessenen Belastungskräfte für das mittlere Körpergewicht der Anwender von 67,75 kg bzw. 98 kg im Vergleich zu den extrapolierten Kräften der ISO 10328 eine um ca. 300 N reduzierte Vektorkraft. Die SW von 75 N unter Fersenauftritt beträgt etwa 50% der SW unter Vorfußauftritt, welche bei ca. 145 N liegt. Die Prüfkraft der ISO 10328 wird unter Berücksichtigung der einfachen Standardabweichung nicht überschritten. Aufgrund des weniger kritischen Verlaufs des Kraftvektors (vgl. Abb. 52), einhergehend mit geringeren Belastungskräften, resultieren im Vergleich zur ISO 10328 geringere mittlere Belastungsmomente.

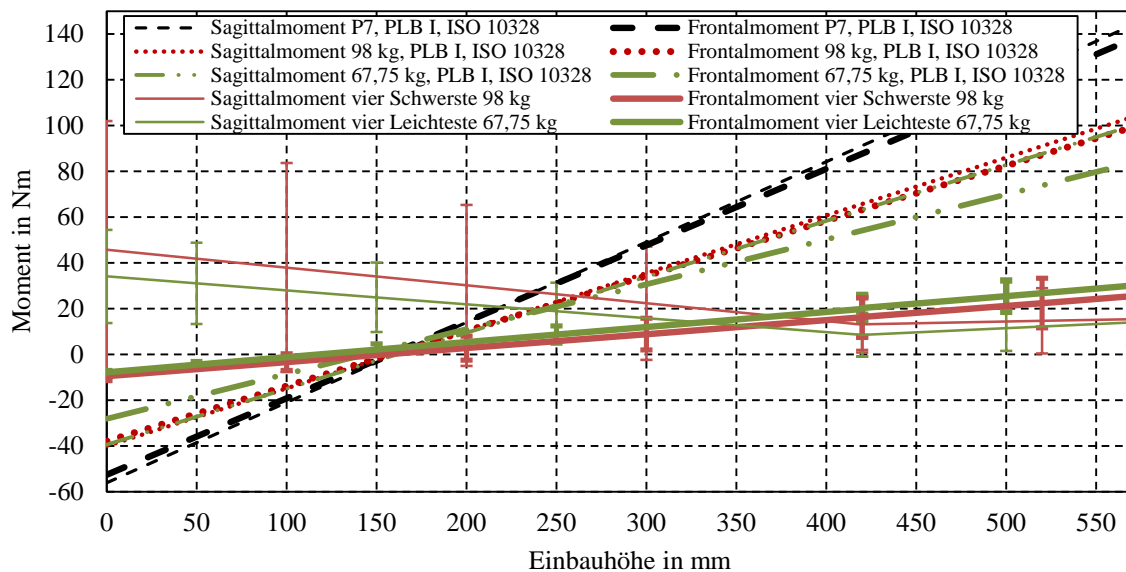


Abb. 56: Gemittelte dynamische Sagittal- und Frontalmomente mit Standardabweichung für vier leichteste und vier schwerste Anwender bei Fersenbelastung, verglichen mit dynamischen Sagittal- und Frontalmomenten der ISO 10328 unter PLB I

Der Verlauf des gemittelten Frontal- und Sagittalmoments für die vier leichtesten und vier schwersten Prothesenträger des Anwendertests bei Fersenauftritt, verglichen mit den extrapolierten Momenten der ISO 10328 unter PLB I, ist in Abb. 56 dargestellt. Die extrapolierten Prüfmomente für das Probandengewicht von 67,75 kg und 98 kg liegen sehr dicht beieinander und unterscheiden sich um maximal 18 Nm bei einer Einbauhöhe von 150 mm über dem Kniedrehpunkt K_e . Zurückzuführen ist dies auf die unterschiedlichen Kraftvektoren.

ren der PBG. In K_e zeigt sich die Zunahme der Prüfmomente in Abhängigkeit steigender PBG. Bei den gemessenen Momenten kann eine solche Zunahme der Momente gewichtsabhängig nicht eindeutig nachgewiesen werden. Eine Erklärung kann durch die leicht variierenden, gemittelten Kraftvektoren der vier leichtesten und schwersten Probanden gegeben werden (vgl. Abb. 54). Die gemessenen Momente zeigen, bezogen auf die Einbauhöhe von 150 mm über K_e , um ca. Faktor 4,5 geringere Werte im Vergleich zur ISO 10328. Deutlich zeigt sich hingegen der Einfluss der mittleren Knieflexion auf das Sagittalmoment. Letzteres steigt, ausgehend von K_e , bis zu A_e stetig an.

Da die Standardabweichung der resultierenden Kräfte verhältnismäßig gering ausfällt, wird die SW der resultierenden Momente nicht auf Grundlage der resultierenden Kräfte bestimmt. Als Berechnungsgrundlage werden die Streuungen der Lage der Kraftvektoren verwendet. Generell muss erwähnt werden, dass die Berechnungen der SW für Werte oberhalb bzw. unterhalb K_e (entspricht 420 mm Einbauhöhe) Abschätzungen darstellen, da auf Grundlage der zur Verfügung stehenden Messdaten keine exakten Berechnungen der SW erfolgen können. Hingegen entsprechen die in K_e dargestellten Momente und SW den Messdaten des Oktapods. Die SW des Moments nimmt mit Abnahme der Einbauhöhe bis A_e kontinuierlich zu. Absolut gesehen werden im Mittel identische Sagittalmomente wie unter der ISO 10328 erreicht, allerdings mit negativer Drehrichtung (vgl. Abb. 53, links). Dies ist auf die gegenläufigen Kraftvektoren zurückzuführen. Die gemittelten Frontalmomente zeigen aufgrund der Vektorlage (vgl. Abb. 53, rechts) geringere Momente im Vergleich zur ISO 10328.

Abb. 57 zeigt den Verlauf des gemittelten Frontal- und Sagittalmoments für die vier leichtesten und schwersten Prothesenträger des Anwendertests bei Vorfußbelastung im Vergleich zu den interpolierten dynamischen Momenten der ISO 10328 unter PLB II. In dieser Abbildung wird ersichtlich, dass insbesondere die im Knöchelpunkt A_e berechneten Momente in Abhängigkeit des Körpergewichts in ähnlichem Verhältnis wie bei der ISO 10328 ansteigen.

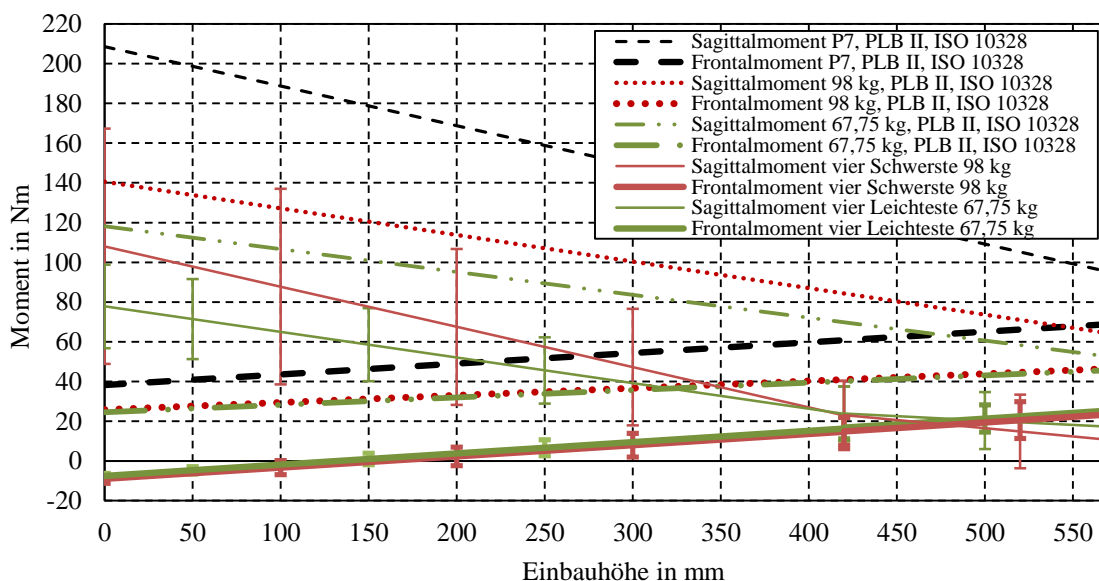


Abb. 57: Gemittelte dynamische Sagittal- und Frontalmomente mit Standardabweichung für vier leichteste und vier schwerste Anwender bei Vorfußbelastung, verglichen mit dynamischen Sagittal- und Frontalmomenten der ISO 10328 unter PLB II

Bezogen auf das Sagittalmoment liegt ein Faktor von nur 1,3 bis 1,5 zwischen den gemessenen Momenten des Anwendertests und den auf das Anwendergewicht von 67,75 kg und 98 kg interpolierten Prüfmomenten der ISO 10328. Aufgrund der SW der Knieflexion nimmt die SW des Sagittalmoments bis zum Punkt A_e stetig zu. Unter Berücksichtigung der einfachen SW der vier schwersten Anwender werden die sagittalen Prüfmomente der ISO 10328 überschritten. Ferner zeigt sich in Abb. 57, dass die gemessenen Frontalmomente deutlich geringer ausfallen als die Prüfmomente der ISO 10328, jedoch eine fast identische Steigung aufweisen. Zurückzuführen ist diese Feststellung auf den ähnlichen Vektorverlauf sowie die Verschiebung des mittleren Kraftvektors hin zur u-Achse (vgl. Abb. 53, rechts).

Das Transversal- bzw. Torsionsmoment der vier leichtesten und schwersten Anwender zeigt, dass der Mittelwert unterhalb der Prüfmomente der ISO 10328 liegt (vgl. Abb. 58). Auch unter Berücksichtigung der SW zeigt sich, dass die Prüfmomente der PLB II oberhalb von K_e nicht überschritten werden. Unterhalb von K_e nimmt das Transversalmoment aufgrund des stärkeren Winkelversatzes zur u-Achse, bedingt durch die Knieflexion, zu.

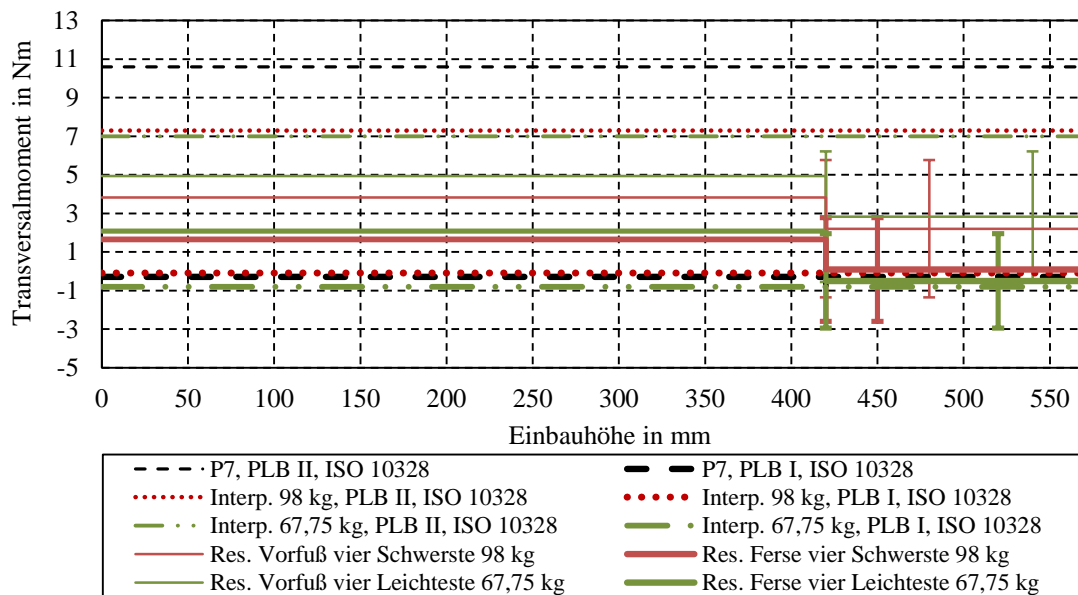


Abb. 58: Dynamische Torsionsmomente mit Standardabweichung für vier leichteste und vier schwerste Anwender, verglichen mit dynamischen Torsionsmomenten der ISO 10328

Die zur Verfügung stehenden Messdaten ermöglichen keine Berechnung der SW der Torsionsmomente unterhalb von K_e . Aufgrund des verhältnismäßig geringen Anstiegs der Torsionsmomente im Bereich < 420 mm ist allerdings zu erwarten, dass sich auch die SW in ähnlich geringem Maße verändert. Die gemessenen Torsionsmomente zeigen ähnlich niedrige Werte wie die Prüf-Torsionsmomente der ISO 10328, was auf die Orientierung des Kraftvektors entlang der Körper-Rotationsachse hindeutet. Die durchschnittlich erzeugten Torsionsmomente sind somit im Vergleich zu den Sagittal- und Frontalmomenten sehr gering und können dementsprechend vernachlässigt werden.

Zusammengefasst zeigen die mittleren, resultierenden Momente der Mobilitätsuntersuchung geringere absolute Werte im Vergleich zu den Prüfmomenten der ISO 10328. Diese Abweichung lässt sich zum einen auf die geringeren Abstände der Kraftvektoren zur

u-Achse und zum anderen durch die geringeren Belastungskräfte im Vergleich zur ISO 10328 zurückführen.

4.3 Häufigkeit, Arten und Größe der auftretenden Momente

Häufigkeit der Lastzyklen

Im Folgenden wird die Anzahl der gemessenen Lastzyklen ausgewertet und mit der Anzahl der Lastzyklen der dynamischen Hauptprüfung der ISO 10328 verglichen. Da die Anzahl der zur Auswertung herangezogenen gültigen Messtage mit dem Oktapod von ca. 150 bis 350 variierte [Oeh 16], wird in der folgenden Auswertung die Anzahl der durchschnittlichen Lastzyklen pro Tag auf Grundlage aller gültigen Messtage berechnet. In Abb. 59 sind die Anwender mit individuellen Nummern gekennzeichnet. Einer der Probanden verwendete während der Studienphase zwei unterschiedliche Kniegelenke (C-Leg und 3R60). Dieser Proband wird durch die Nummern 15 und 17 repräsentiert, wobei jeweils eine der Nummern in der Datenauswertung einem spezifischen Kniegelenk entspricht.

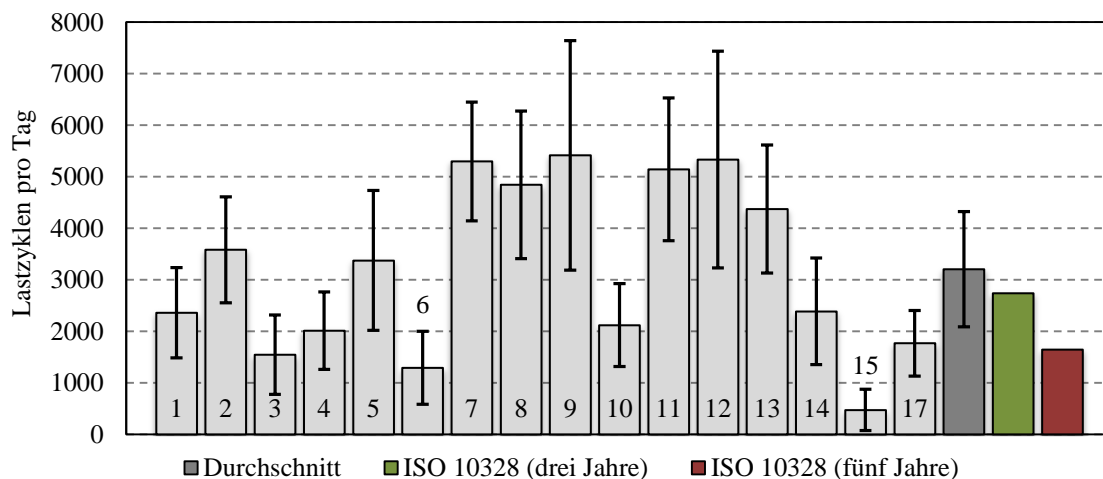


Abb. 59: Lastzyklen pro Tag für alle Anwender, verglichen mit ISO 10328, für fünf bzw. drei Jahre Nutzungsdauer in Bezug auf $3 \cdot 10^6$ Lastzyklen

Die Anzahl der Lastzyklen pro Tag variiert individuell deutlich. Der Durchschnittswert über allen Anwendern liegt bei 3207 Lastzyklen. Ebenso können die $3 \cdot 10^6$ Lastzyklen, welche durch die ISO 10328 abgeprüft werden, in Form einer täglichen Anzahl von LW dargestellt werden. Hierbei wird zwischen einer Nutzungsdauer von drei bzw. fünf Jahren unterschieden, was einer täglichen Anzahl von 2740 bzw. 1644 Lastzyklen entspricht. Vergleicht man den Durchschnittswert der täglichen LW über allen Anwendern mit der Anzahl der täglichen LW der ISO 10328 für eine Nutzungsdauer von fünf Jahren, so generieren die Anwender im Durchschnitt eine fast doppelte Anzahl an Lastzyklen. Verglichen mit Anwender 9, welcher im Probandentest die größte Anzahl von Lastzyklen (im Mittel 5413 LW je Tag) generiert hat, liegt ein Faktor von 3,3 zwischen den gemessenen und den geprüften Lastzyklen pro Tag. Unter Berücksichtigung der Standardabweichung werden bei Anwendernummer 9 bis zu 7600 LW detektiert. Extrapoliert auf eine Nutzungsdauer von drei Jahren muss davon ausgegangen werden, dass bei aktiver Benutzung der Prothese im Mittel bis zu $6 \cdot 10^6$ Lastzyklen auftreten (vgl. Abb. 59).

Auf Grundlage dieser Erkenntnis ließe sich vermuten, dass häufig ein strukturelles Versagen von Prothesenkomponenten eintritt, da diese durch die ISO10328 nicht hinreichend geprüft werden. Im Allgemeinen kann diese Schlussfolgerung nicht bestätigt werden, da durch die ISO 10328 verhältnismäßig hohe Prüfbelastungen aufgebracht werden, wodurch die vergleichsweise geringe Anzahl von LW ausgeglichen werden kann. Im weiteren Verlauf der Arbeit wird detaillierter auf den Vergleich von Prüfbelastungen der ISO 10328 und den gemessenen Belastungen der Mobilitätsuntersuchung eingegangen.

Art und Größe der auftretenden Lasten in K_e

Die zugrundeliegenden Belastungsdaten wurden von Oehler nach der Normierung auf ein einheitliches Körpergewicht in zehn Bereiche unterteilt und anschließend klassiert. Die Klassengrenzen wurden so gewählt, dass 96% aller Belastungsdaten in den klassierten Kollektiven enthalten sind. Die oberen und unteren 2% der Werte fielen in einen sogenannten Überlaufbereich [Oeh 16]. Diese Betrachtung erfolgte für Sagittal-, Frontal-, Transversal- und Summenmomente. Im Verlauf der Arbeit wird zwischen sogenannten Belastungs- und Überlastkollektiven unterschieden. Diese Unterscheidung wird getroffen, um einen besseren Vergleich zur ISO 10328 herstellen zu können. Als Belastungskollektive werden Kollektive bezeichnet, in denen, wie zuvor beschrieben, 96% aller Belastungsdaten der Probanden enthalten sind. Überlasten kennzeichnen Belastungen deren Werte oberhalb der dynamischen Prüfbelastungen der ISO 10328 bei äquivalenter Körpergewichtsklasse liegen (vgl. Kapitel 4.4). Somit sind die oberen und unteren 2% der Belastungsdaten, welche in den von Oehler festgelegten Überlaufbereich fallen, in den Überlastkollektiven enthalten.

Für das zu entwickelnde Messsystem wird eine Nutzungsdauer von mindestens drei Jahren gefordert, was bedeutet, dass Prüfkollektive auf diese Gesamtnutzungsdauer extrapoliert werden müssen. Als Extrapolationsverfahren wird die lineare Extrapolation angewendet. Abb. 60 zeigt die individuellen Belastungskollektive der Probanden für den Kniedrehpunkt K_e . Die Darstellung wird für die Kollektive vorgenommen, welche in Kombination aus Lastzykluszahl und Höhe der erfassten Momente die größte Völligkeit sowie den größten Schädigungsanteil besitzen. Die Anwender werden durch das Kürzel ID mit dem Zusatz der Anwendernummer gekennzeichnet.

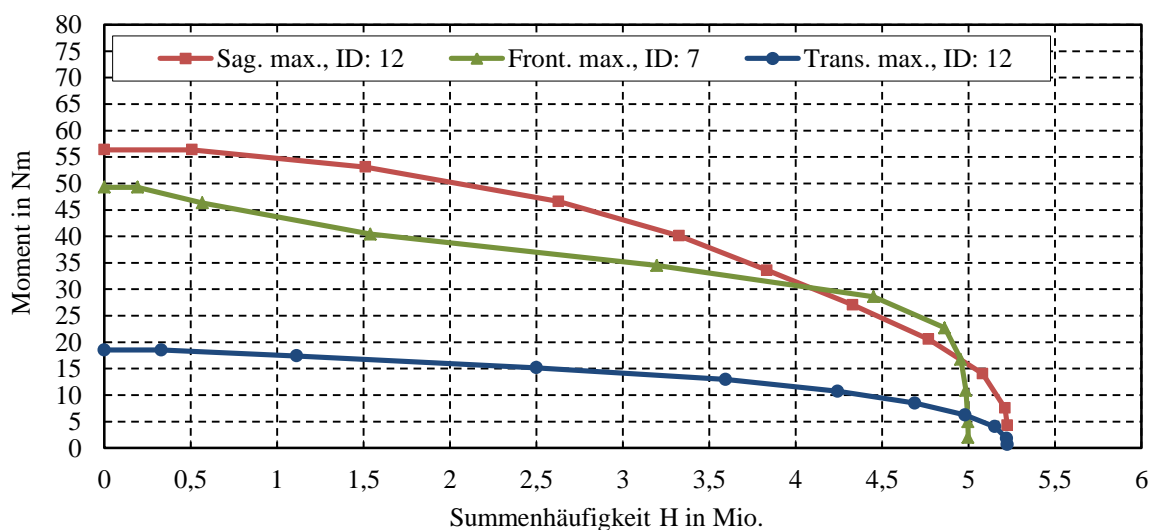


Abb. 60: Maximale, probandenabhängige Belastungskollektive für eine Nutzungsdauer von drei Jahren für Kniedrehpunkt K_e

Um eine bessere Vergleichbarkeit zwischen den Probandenkollektiven und der dynamischen Hauptprüfung der ISO 10328 herzustellen, werden die Messdaten auf Grundlage des individuellen Körpergewichts auf ein einheitliches Gewicht von 150 kg linear extrapoliert, entsprechend dem PBG 7 nach ISO 10328. Diese Vorgehensweise ist ebenfalls erforderlich, um das zu entwickelnde Messsystem auf die Momente bei sehr hohen Körpergewichtsklassen auslegen zu können. Dabei wird die Annahme eines gleichbleibenden Kraftvektors getroffen. Eine Erhöhung der Vektorkraft, bedingt durch ein höheres Körpergewicht, führt somit zu einer linearen Erhöhung der resultierenden Momente. Im vorhergehenden Kapitel 4.2 wurde nachgewiesen, dass eine Erhöhung des Körpergewichts zu einer proportionalen Erhöhung der Vektorkraft führt. Aus diesem Grund kann diese Vorgehensweise als valide beurteilt werden.

Die Extrapolation der Probandenkollektive auf ein größeres Körpergewicht führt mitunter dazu, dass die Grenze der dynamischen Prüfbelastung überschritten wird. Wie zuvor beschrieben fallen die Belastungen somit in den Bereich der Überlasten. Dieser Zustand lässt sich allerdings nicht vermeiden, da die Norm eine andere Steigung des Moments vorgibt, als es bei den Belastungskollektiven der Probanden der Fall ist (vgl. Abb. 61).

Die Extrapolation auf ein höheres Körpergewicht wird mithilfe des Gewichtungsfaktors k_g vorgenommen. Ausgehend von Belastungskollektiven, welche auf ein einheitliches Körpergewicht von 100 kg normiert sind (vgl. Anhang A4), kann die Skalierung weiterhin auf ein beliebiges Körpergewicht vorgenommen werden (vgl. Kapitel 4.5, Abb. 69 und Tabelle 4). Abb. 61 zeigt die in Abb. 60 dargestellten Kollektive extrapoliert auf ein Körpergewicht von 150 kg und im Vergleich zu den dynamischen Prüflasten der ISO 10328 unter PBG 7.

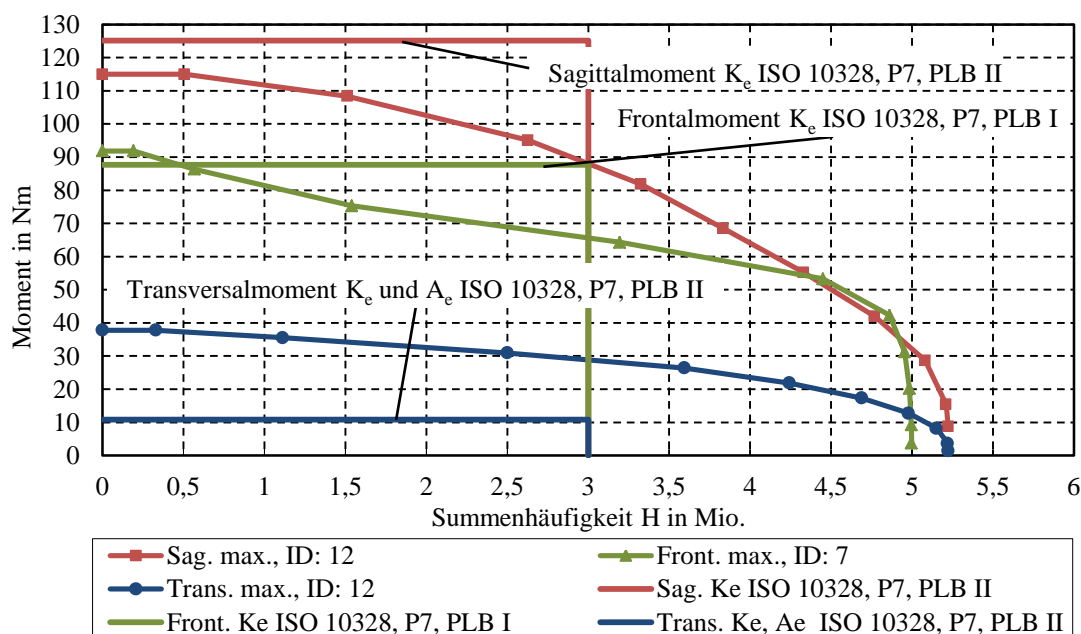


Abb. 61: Maximale, probandenabhängige Belastungskollektive für Kniedrehpunkt K_e und extrapoliert auf 150 kg, verglichen mit maximalen dynamischen Momenten nach ISO 10328 unter PBG 7

Mit Blick auf Abb. 62 zeigt sich, dass die LW im Vergleich zur ISO 10328 für eine Nutzungsdauer von drei Jahren eine ungefähr doppelte Anzahl aufweisen. Des Weiteren zeigt

sich, dass das Belastungskollektiv des Probanden 12 die Prüfmomente des Sagittalmoments der dynamischen Hauptprüfung der ISO 10328 unter PBG 7 nicht überschreitet. Die Frontalmomente des Probanden 7 liegen in K_e mit einer Anzahl von ca. $5 \cdot 10^5$ LW geringfügig oberhalb der Prüfgrenze der Norm. Das Transversalmoment des Probanden 12 übersteigt die Momente der Norm über annähernd alle LW um einen Faktor von bis zu 3. Das Transversalmoment besitzt im Verhältnis zu den Sagittal- und Frontalmomenten einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Materialschädigung und ist somit als unkritisch zu bewerten (vgl. Kapitel 6).

Art und Größe der auftretenden Lasten in A_e

Aufgrund der sich verändernden Momente in Abhängigkeit der Einbauhöhe des Messadapters ist eine Abschätzung der Momente im Knöchelpunkt A_e erforderlich. Diese Abschätzung ist notwendig um die Konstruktion des Messadapters auf die Momente im Knöchelbereich auslegen zu können. Als Berechnungsgrundlage werden hierfür die gemittelten, probandenabhängigen Momentenverläufe herangezogen (vgl. Anhang A3). Die Steigung der linearen Funktion der Momente gibt dabei die Zu- bzw. Abnahme der Momente in Abhängigkeit der Einbauhöhe vor. Für die folgende Berechnung der Momente in A_e wird der Abstand zwischen K_e und A_e mit 420 mm angenommen (identisch zur ISO 10328). Um die Momente abzuschätzen wird in Bezug auf die absoluten Momente in A_e und K_e ein von der Einbauhöhe abhängiger Faktor k_{A_e} gebildet (vgl. Kapitel 4.5, Tabelle 4).

Werden die absoluten Werte der probandenabhängigen Momente für die Berechnung von k_{A_e} verwendet, ergeben sich teilweise überproportional große und folglich unrealistische Faktoren. Daraus kann abgeleitet werden, dass sich der mittlere Kraftvektor nicht für eine Abschätzung der Momente in A_e eignet. Demnach würden Teilbereiche des Kollektivs in A_e zu hoch bzw. zu niedrig bewertet werden. Um dennoch eine plausible Abschätzung der Momente in A_e sicherzustellen, werden die Faktoren zur Bestimmung von k_{A_e} auf Grundlage der Momentenverläufe der ISO 10328 unter PBG 5-7 abgeleitet (vgl. Anhang A3, Abb. 182 bis Abb. 185).

Zur Festlegung der Sagittalmomente in A_e wird der Faktor k_{A_e} aus dem Verlauf des Sagittalmoments der ISO 10328 unter PBG 7 und PLB II definiert (vgl. Anhang A3, Abb. 184). Für die Bestimmung der Frontalmomente wird zunächst ein Vergleich der Faktoren von PLB I und PLB II durchgeführt (vgl. Abb. 183 und Abb. 185). Verwendet wird der Faktor, welcher die geringere Abnahme des Frontalmoments in A_e zur Folge hat und demnach zu größeren Momenten im Knöchelpunkt führt. Dies ist nach ISO 10328 für PLB II der Fall. Der Vektorverlauf hat zur Folge, dass die Frontalmomente in A_e aufgrund der Drehrichtungsumkehr des Moments negative Werte annehmen. In Abb. 62 sind diese aus Gründen der Übersichtlichkeit als Beträge, also unabhängig von der Drehrichtung, aufgetragen. Für den Knöchelpunkt A_e ergeben sich die in Abb. 62 dargestellten Kollektivverläufe.

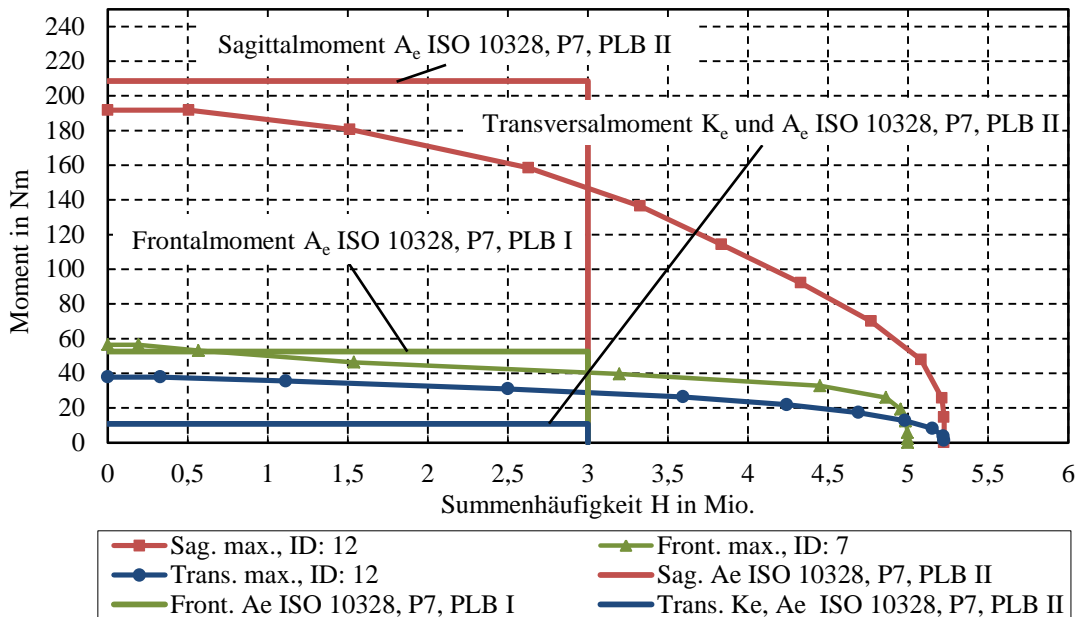


Abb. 62: Maximale, probandenabhängige Belastungskollektive für Knöchelpunkt A_e und extrapoliert auf 150 kg, verglichen mit ISO 10328 unter PBG 7

Da die Kollektive zwischen K_e und A_e über einen Faktor skaliert werden, unterscheiden sich die Kollektive nur hinsichtlich der Absolutwerte der Momente. Der Vergleich zu den Prüfmomenten der Norm unter PBG 7 in A_e zeigt ähnliche Werte wie in K_e . Das Sagittalmoment des Probanden 12 übersteigt das dynamische Prüfmoment der Norm nicht. Das Frontalmoment liegt mit einer Anzahl von ca. $5 \cdot 10^5$ LW geringfügig oberhalb dem Prüfmoment der Norm. Das Transversalmoment variiert in Abhängigkeit der Einbauhöhe zwischen K_e und A_e nicht, weshalb das Kollektiv und das Prüfmoment in A_e und K_e gleiche Werte annehmen (vgl. Abb. 61 und Abb. 62).

4.4 Momente größer als dynamische Prüfmomente der ISO 10328

In diesem Abschnitt werden die Kraft- und Momentenüberlasten des Anwendertests untersucht. Überlasten tragen einen nicht unwesentlichen Teil zur Materialschädigung bei, weshalb diese gesondert betrachtet werden müssen. Als unterer Grenzwert zur Überlastdetektion werden die dynamischen Prüfbelastungen der ISO 10328 definiert. Folglich werden alle Belastungen, welche größer sind als die dynamischen Prüfbelastungen der ISO 10328, als Überlasten bezeichnet. In der Datenauswertung von Oehler wurden bei der Bestimmung dieser Grenzwerte für jeden Probanden die Belastungen der ISO 10328 für das individuelle Probandengewicht berechnet. Dabei wurden die beiden PBG zugrunde gelegt zwischen denen sich das Körpergewicht befindet und der Grenzwert mit Hilfe der zugrunde liegenden Steigung interpoliert. Dies hat zur Folge, dass die Überlastkollektive unterschiedlicher Probanden bei unterschiedlich hohen Belastungen beginnen können (vgl. Abb. 67). Für das Torsionsmoment wurde als Grenze der Überlastdetektion ein konstanter Wert von 20 Nm angesetzt (vgl. Abb. 68) [Oeh 16]. Um einen Vergleich zwischen den Überlastkollektiven der Probanden und der ISO 10328 herstellen zu können, wird ein Bezug zum PBG 7, entsprechend einem Körpergewicht von 150 kg Körpergewicht, vorgenommen.

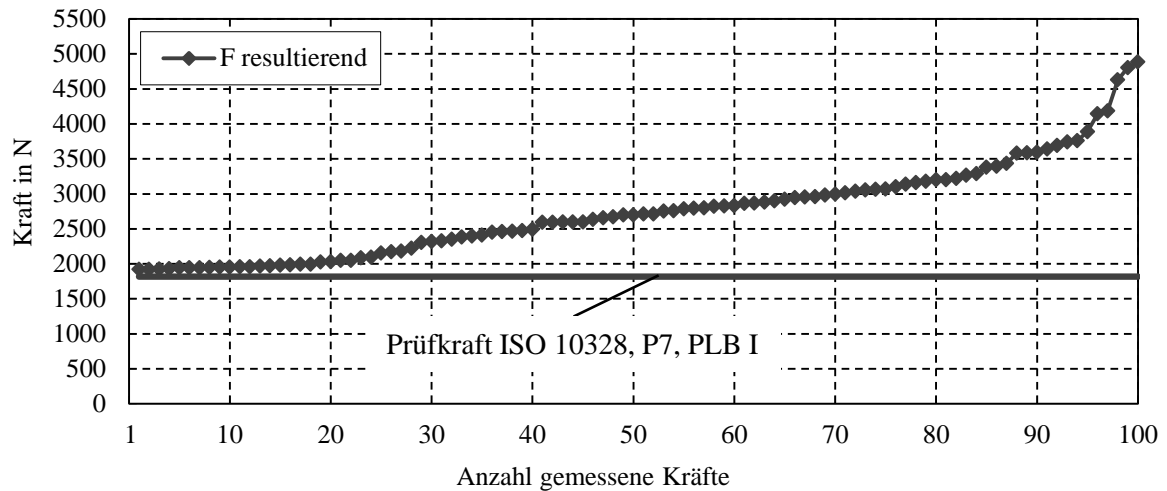


Abb. 63: Resultierende 100 größte gemessene Kräfte, mod. nach [Oeh 16]

Abb. 63 zeigt die 100 größten gemessenen Kräfte des Probandentests. Die Abbildung zeigt, dass Werte bis ca. 5000 N erreicht werden. Verglichen mit den 1820 N aus den maximalen dynamischen Prüfkraften der ISO 10328 zeigen diese um ca. Faktor 2,7 größere Werte.

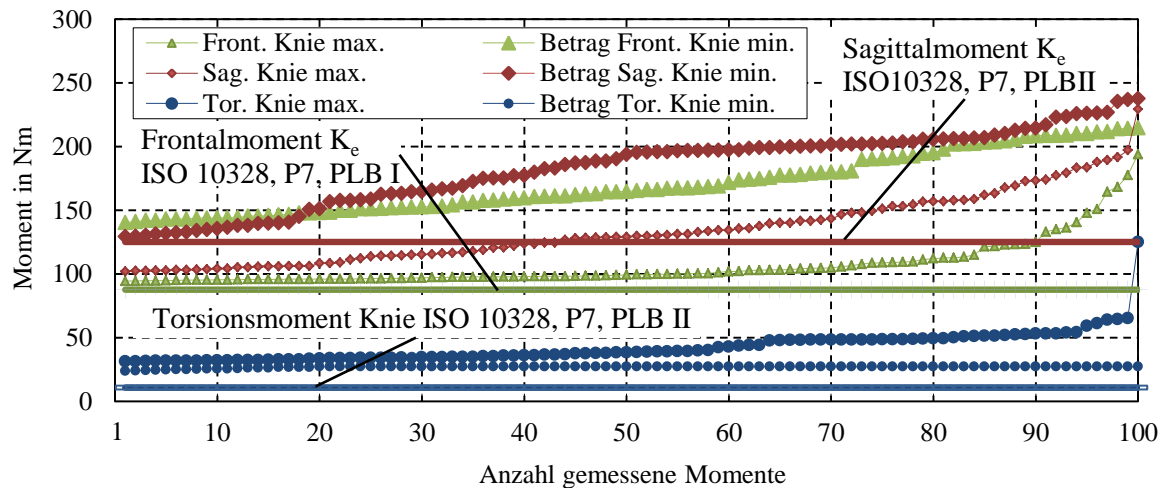


Abb. 64: 100 minimale und maximale gemessene Momente, mod. nach [Oeh 16]

Die 200 größten gemessenen Momente des Anwendertests sind in Abb. 64 dargestellt. Die Darstellung erfolgt für die 100 minimal und 100 maximal gemessenen Momente, d.h. für eine positive und negative Drehrichtung des Moments. Diese Betrachtung ist notwendig, da Momente negativer Drehrichtung aufgrund der teilweise extremen Kraftvektorlage große Werte annehmen. Momente mit negativer Drehrichtung sind im Folgenden als Betrag dargestellt. Die Häufigkeit der gemessenen Momente ist in dieser Darstellungsform nicht ersichtlich. Die gemessenen Momente werden im Vergleich zu den Prüfmomenten der dynamischen Hauptprüfung unter PBG 7 dargestellt. Sehr große Momente, welche auf technische Störungen des Oktapods zurückzuführen waren, wurden vor der Datenauswertung beseitigt [Oeh 16]. Verglichen mit der dynamischen Hauptprüfung der ISO 10328 unter PLB 7 liegen die abgeprüften Sagittal- und Frontalmomente Faktor 2,5 niedriger als die maximal gemessenen Momente. Die gemessenen Transversalmomente zeigen einen Faktor von bis zu > 12.

Abb. 65 zeigt die prozentuale Verteilung der 200 minimal und maximal gemessenen Momente für die einzelnen Probanden 1 bis 17. In Abb. 65, oben links, ist u.a. der prozentuale Anteil der resultierenden Vektorkraft dargestellt. In Kombination mit den individuellen Hebelarmen des Kraftvektors lässt sich das Frontal-, Sagittal- und Transversalmoment berechnen. Momentenüberlasten können grundsätzlich aus einer hohen Kraft, aus großen Hebelarmverhältnissen oder aus einer Kombination von beidem resultieren. Wenn sowohl ein großer prozentualer Anteil an Kraftüberlasten als auch an Momentenüberlasten bei einem Anwender auftritt, kann geschlussfolgert werden, dass die Momentenüberlasten zum Großteil aus Kraftüberlasten resultieren (vgl. ID 13). Ist der prozentuale Anteil an Kraftüberlasten hingegen gering und sind Momentenüberlasten dennoch in großer Anzahl vorhanden (vgl. ID 2), kann geschlussfolgert werden, dass die Überlasten vorwiegend durch große Hebelarme hervorgerufen werden. In diesem Fall besteht weiterhin die Möglichkeit, dass es sich bei den Momenten um „freie Momente“, d.h. um Momente resultierend aus zwei betragsmäßig identischen Kräften entgegengesetzter Wirkrichtung, handelt.

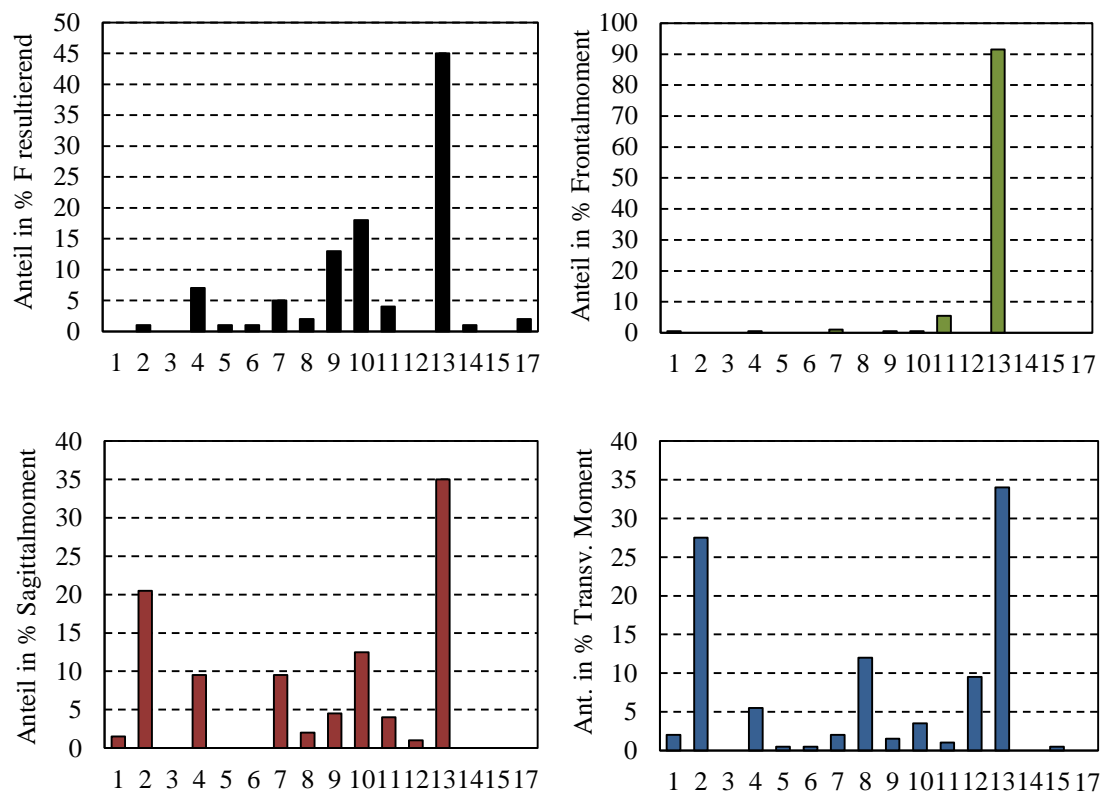


Abb. 65: Prozentuale Verteilung der 200 größten Momente für alle 16 Probanden

Abb. 65 zeigt, dass insbesondere Anwender 13 den größten prozentualen Anteil sowohl bei den Kraft-, als auch bei den Momentenüberlasten aufweist. Auch die Anwender 2, 10, 4, 7, 9 und 11 tragen zu unterschiedlich hohen Anteilen an den Überlasten bei. Der Vergleich des Körpergewichts der Probanden (vgl. Abb. 66) und den prozentual erzeugten Überlasten zeigt, dass der Proband mit dem geringsten Körpergewicht (ID 13, Körpergewicht 64,5 kg) den größten prozentualen Anteil an den gemessenen Überlasten aufweist.

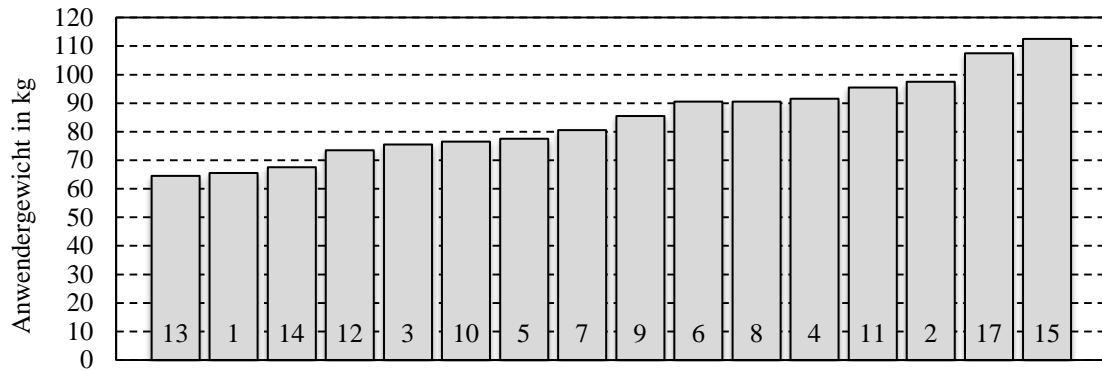
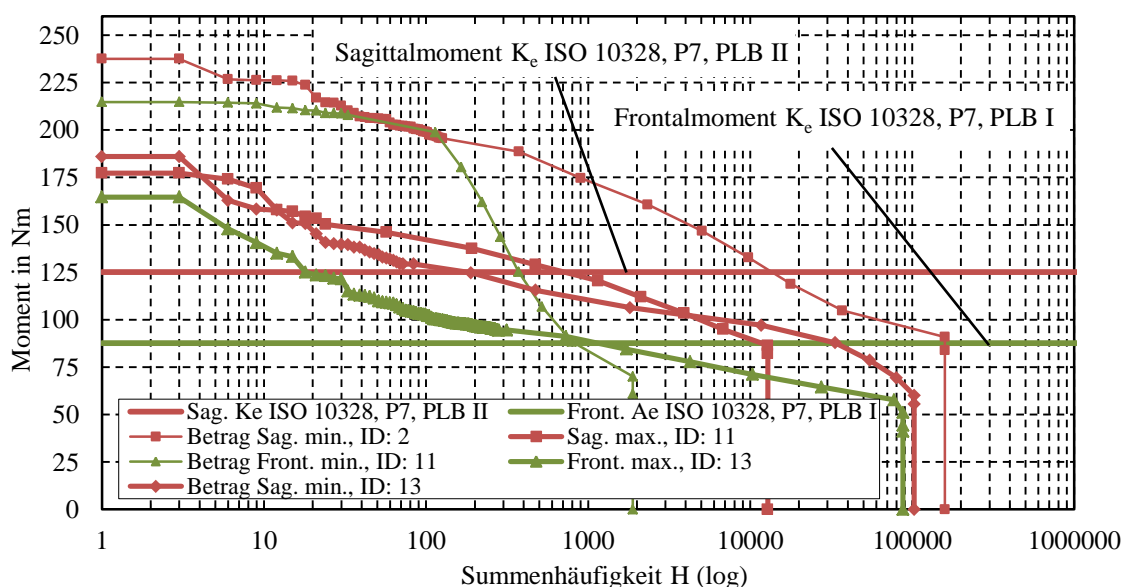


Abb. 66: Körpergewicht über Probandennummer

Ein Zusammenhang zwischen linearer Erhöhung von Überlasten, bedingt durch die Zunahme des Körpergewichts, kann somit nicht hergeleitet werden. Die hohen Momente von Anwender 13 lassen auf eine hohe Mobilität oder eine hohe sportliche Aktivität des Anwenders schließen. Demnach könnten Anwender, welche ein hohes Körpergewicht aufwiesen und zudem in gleichem Maße mobil sind, noch wesentlich größere Überlasten erzeugen als Anwender 13.

Die Extrapolation von Überlasten auf ein höheres Anwendergewicht ist folglich nur bedingt sinnvoll, weshalb für die Erstellung von Kollektiven die Absolutwerte der gemessenen Überlasten herangezogen werden. Die Überlastkollektive werden nicht als Summenmomentkollektive dargestellt, da auf Grundlage der Datenbasis nicht nachvollziehbar ist, welche Vektorstellung den Überlasten zugrunde liegt. Aus diesem Grund sind die Überlasten in diesem Kapitel und in Anhang A4 in Form von Ebenenmomenten dargestellt. Im Folgenden werden die Überlasten in K_e bezogen auf deren Häufigkeit ausgewertet. Abb. 67 und Abb. 68 zeigen die Überlastkollektive der Probanden, extrapoliert auf eine Nutzungsdauer von drei Jahren. Die Darstellung erfolgt erneut für diejenigen Anwender, welche die größte Anzahl und die maximalen Absolutwerte von Überlasten erzeugt haben.

Abb. 67: Überlastkollektive für Sagittal- und Frontalmoment in K_e , extrapoliert auf eine Nutzungsdauer von drei Jahren

Die Diagramme in Abb. 67 zeigen, dass sowohl der Betrag des Frontalmoments des Probanden 11 und der Betrag des Sagittalmoments des Probanden 2 die maximalen Überlastmomente hervorrufen. Proband 2 erzeugt eine maximale Anzahl von ca. $1,5 \cdot 10^4$ LW, welche oberhalb der Prüfmomente der ISO 10328 liegen.

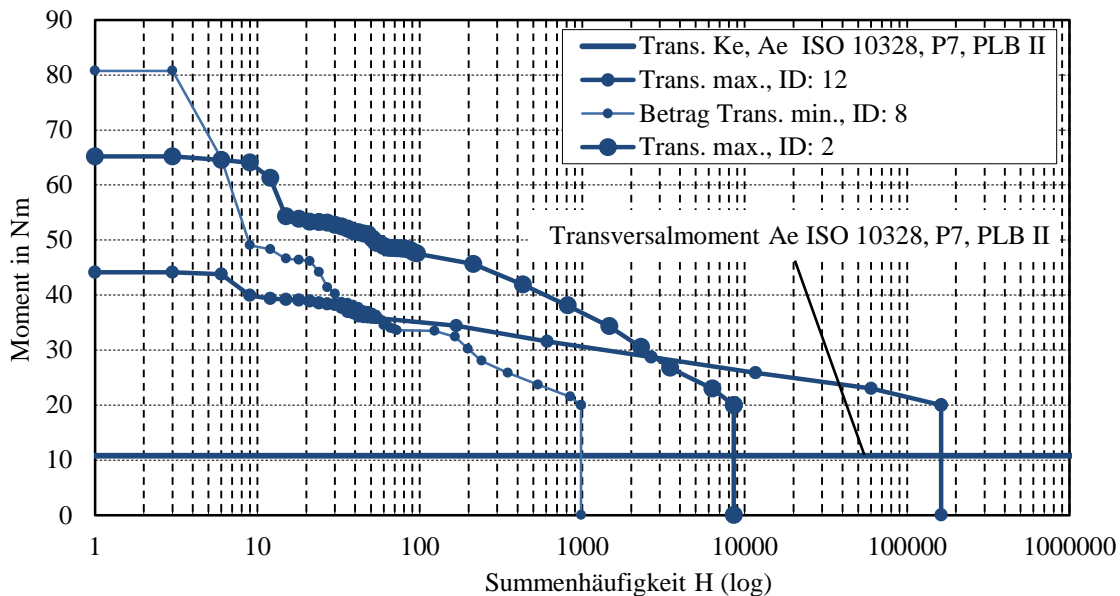


Abb. 68: Überlastkollektive für Transversalmoment in K_e , extrapoliert auf eine Nutzungsdauer von drei Jahren

Die insgesamt größten Transversalmomente werden von Proband 8 mit einem Kollektivumfang von ca. 10^3 LW hervorgerufen (vgl. Abb. 68). Die Maximalwerte sind im Vergleich zu den Prüfmomenten der ISO 10328 ca. um Faktor 8 erhöht. Die größte Anzahl an Transversalmomenten wird durch Proband 12 erzeugt, was mit ca. $1,6 \cdot 10^5$ LW etwa 1/20 der durch die ISO 10328 abgetesteten LW ausmacht.

Die Messdaten der untersuchten Überlastkollektive beziehen sich auf den Kniedrehpunkt K_e . Im Vergleich zu den extrapolierten Momenten der Belastungskollektive zwischen K_e und A_e (vgl. Kapitel 4.3) kann dieses Verfahren auf die Überlastkollektive nicht ohne weiteres angewendet werden. Überlasten lassen sich durch Sonderereignisse wie z.B. überdimensional große Kräfte oder extreme Hebelarmverhältnisse begründen, weshalb eine lastvektorabhängige Extrapolation zu keinen validen Ergebnissen führt. Als Prüf- oder Berechnungskollektive sollten aus diesem Grund die absoluten Werte der Überlastkollektive verwendet werden.

4.5 Referenzkollektive zur Gewichts- und Mobilitätsabhängigkeit

In Kapitel 2.1.8 wurde gezeigt, dass mithilfe des KF- und IMAB-Verfahrens eine erhöhte Genauigkeit bei der Lebensdauerabschätzung eines Strukturbauteils erreicht werden kann, falls ein Vorwissen über die Lastkollektive vorliegt. Fraglich ist nun, inwieweit aus der Orthopädiertechnik bekannte Klassifikationssysteme zur Einordnung der Mobilität von Prothesenträgern mit den ermittelten Kollektivverläufen korrelieren. Zusammenhänge dieser Art böten den Vorteil, dass bei der Lebensdauerabschätzung eine wesentlich größere Präzision zu erreichen wäre.

Das Mobility System, kurz MOBIS, ist ein von der Otto Bock HealthCare GmbH eingeführtes und im Jahr 1994 weiterentwickeltes Klassifikationssystem, welches Prothesenkomponenten einem vordefinierten Mobilitätsgrad 1-4 und einer Körpergewichtsklasse < 75 kg, < 100 kg, < 125 kg und > 125 kg zuteilt [Ott 12]. Gleichzeitig wird der Prothesenträger einem der Mobilitätsgrade sowie einer Körpergewichtsklasse zugeordnet. Die Zuordnung zum Mobilitätsgrad erfolgt mithilfe eines Profilerhebungsbogens [Med 08b], welcher auf verschiedenen Fragestellungen zur Fortbewegungscharakteristik basiert. Die Definition des MOBIS entspricht der Zuordnung der Mobilitätsgrade nach dem Profilerhebungsbogen des medizinischen Dienstes der Krankenkassen in MOBIS 1: Innenbereichsgeher, MOBIS 2: Eingeschränkter Außenbereichsgeher, MOBIS 3: Uneingeschränkter Außenbereichsgeher, MOBIS 4: Uneingeschränkter Außenbereichsgeher mit besonders hohen Ansprüchen [Med 08a] [Don 08]. Dieses Verfahren bietet dem Orthopädietechniker eine einfache und schnelle Möglichkeit, eine auf das Anforderungsprofil des Prothesenträgers abgestimmte Prothese auszuwählen [Ott 12].

Besteht eine Korrelation zwischen dem Anwendergewicht, dem Mobilitätsgrad und den Belastungskollektiven so bietet das die Möglichkeit, auf den Prothesenträger abgestimmte Prüfkollektive ableiten zu können. Des Weiteren sind Vorhersagen über individuelle Kollektive insbesondere für das KF- und IMAB-Verfahren von Bedeutung, damit eine präzise Abschätzung der effektiven Schadenssumme erreicht werden kann (vgl. Kapitel 2.1.8).

Die Auswertung der Summenmomentkollektive der einzelnen Probanden in K_e zeigt, dass sich ein Zusammenhang zwischen MOBIS, Kollektivform und Anzahl der Schritte herleiten lässt. Eine Aussage über die Kollektivform und die Anzahl der Schritte für MOBIS 1 kann nicht getroffen werden, da hierfür keinerlei Messdaten zur Verfügung stehen. Abb. 188 in Anhang A3 zeigt die Verteilung der Kollektive der einzelnen Probanden, welche zunächst sehr unregelmäßig erscheinen. Die Normierung der Kollektive auf ein einheitliches Körpergewicht von 100 kg und die farbliche Kennzeichnung der MOBIS-Klassen führt zu der in Abb. 189 im Anhang A3 dargestellten Form. Diese Darstellung zeigt, dass sich MOBIS 2 von MOBIS 3-4 eindeutig abgrenzen lässt. MOBIS 2 weist reduzierte Lastzyklen bei zugleich geringeren Momenten im Vergleich zu MOBIS 3 und MOBIS 4 auf. Die unterschiedlichen Kollektivformen zeigen sich hierbei sehr deutlich unter logarithmischer Skalierung (vgl. Anhang A3, Abb. 191). Zwischen MOBIS 3 und MOBIS 4 ist belastungsseitig keine signifikante Unterscheidung der Kollektivformen zu erkennen, tendenziell fallen die Belastungen von MOBIS 4 allerdings etwas geringer aus. Zudem stellt sich MOBIS 4 durch eine im Mittel etwa 25% höhere Lastzykluszahl im Vergleich zu MOBIS 3 dar. Auf Basis dieser Datengrundlage werden die Funktionen der gemittelten Kollektive von MOBIS 2-4 abgeleitet (vgl. Abb. 69).

Teilweise ist durch den Profilerhebungsbogen keine eindeutige Zuordnung eines Anwenders zu einem Mobilitätsgrad möglich, weshalb ein Anwender z.B. einem Mobilitätsgrad zwischen 3 und 4 zugewiesen wurde. Oehler beschreibt grundsätzlich die Schwierigkeit der Abgrenzung von Mobilität (z.B. Tätigkeiten) und Aktivität (z.B. Schrittzahl, Beschleunigungen etc.) und deren Korrelation zueinander. Da im Profilerhebungsbogen nur die Mobilität, nicht aber die Aktivität bewertet wird, schlägt Oehler zur besseren Abgrenzbarkeit vor, weitere aus der Literatur bekannte Tests zur besseren Einordnung heranzuziehen. Dennoch ist nach den Ergebnissen von Oehler eine Abhängigkeit zwischen Mobilität und

Aktivität nur bedingt festzustellen [Oeh 16]. Für die folgende Auswertung wird bei nicht eindeutigem Mobilitätsgrad eine eindeutige Zuordnung vorgenommen, indem zusätzlich die Größe der erzeugten Momente, sowie die Anzahl der LW, also die Aktivität, berücksichtigt wird. Auf Grundlage der gemessenen Daten kann die Aussage festgehalten werden, dass tendenziell Prothesenträger mit hoher Mobilität auch eine hohe Aktivität aufweisen, was sich an der Anzahl der LW zeigt (vgl. Anhang A3, Abb. 189).

Abb. 69 zeigt die Zuordnung der individuellen Kollektive der Probanden zu dem MOBIS-Klassifikationssystem. Die auf diese Weise erzeugten und sogenannten Einheitskollektive können für Strukturfestigkeitsprüfungen oder für eine präzisere Abschätzung der effektiven Schadenssummen nach dem KF- und IMAB-Verfahren genutzt werden. Die Kollektive können über Faktoren gewichts- (k_G) und aktivitätsabhängig (k_A) skaliert werden. Die Darstellung erfolgt für den Mittelwert der Kollektive und ein normiertes Gewicht von 100 kg (vgl. Anhang A4). Mithilfe des Aktivitätsfaktors k_A erfolgt die Berechnung der Kollektivfunktion für ein Quantil von 90% bzw. 10% (vgl. Tabelle 4). Der Gewichtungsfaktor k_G ermöglicht eine lineare Skalierung der Funktion auf ein höheres bzw. niedrigeres Körpergewicht (vgl. Tabelle 4). Die gemittelten MOBIS-Kollektive werden sowohl für eine Log-Normalverteilung, als auch für eine Gauß-Normalverteilung berechnet. In der Betriebsfestigkeit wird vorwiegend die Log-Normalverteilung eingesetzt. Diese bietet im Vergleich zur Gauß-Verteilung den Vorteil, dass bei kleinen Mittelwerten und bei Berechnung des 10%-Quantils keine negativen Schrittzahlen ermittelt werden. In Studien zur Bewegungsanalyse kommt häufig die Gauß-Normalverteilung zur Anwendung [Gra 15] [Wal 12] [Oeh 16]. Die zugrunde liegende Datenbasis beinhaltet zu wenige Stichproben, als das eine eindeutige Zuordnung zu einer der beiden Verteilungsfunktionen möglich wäre. Aus diesem Grund werden beide Verteilungsfunktionen in der Datenauswertung berücksichtigt (vgl. Tabelle 4 und Tabelle 5). Die gemittelten MOBIS-Kollektive können Anhang A4 entnommen werden (vgl. Tabelle 29 und Tabelle 30).

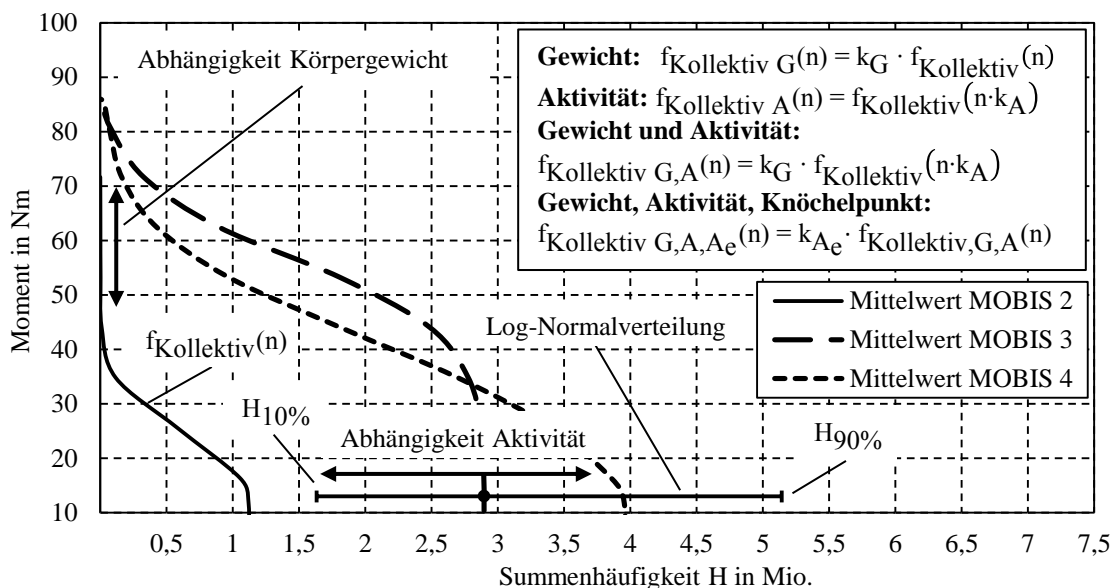


Abb. 69: Gemittelte Summenmoment-Einheitskollektive für MOBIS 2-3, Kniedrehpunkt K_e , normiert auf 100 kg Körpergewicht und extrapoliert auf drei Jahre Nutzungsdauer

Aktivitätsfaktor (Log-Normalverteilung)	k_A	MOBIS 1	MOBIS 2	MOBIS 3	MOBIS 4
		-	für $H_{90\%}$: 3,05	für $H_{90\%}$: 5,14	für $H_{90\%}$: 6
		-	für $H_{10\%}$: 0,41	für $H_{10\%}$: 1,63	für $H_{10\%}$: 2,61
Streuspanne (Log-Normalverteilung)	T	-	7,4	3,15	2,3
Gewichtsfaktor	k_G	$k_G(x) = 0,01 \cdot x$; x entspricht Körpergewicht in kg			
Momentendiff.: $K_e - A_e$	k_{Ae}	bis 60 kg: $k_{Ae}(x) = 1 + \frac{0,462}{420 \text{ mm}} \cdot x$			
		bis 80 kg: $k_{Ae}(x) = 1 + \frac{0,496}{420 \text{ mm}} \cdot x$			
		bis 175 kg: $k_{Ae}(x) = 1 + \frac{0,521}{420 \text{ mm}} \cdot x$			
		x entspricht Abstand von K_e zu A_e in mm			

Tabelle 4: Abhängigkeiten der Faktoren k_A , k_G und k_{Ae} von Mobilitätsgrad, Körpergewicht und Einbauhöhe bzw. Unterschenkelänge für Log-Normalverteilung

Aktivitätsfaktor (Gauß-Normalverteilung)	k_A	MOBIS 1	MOBIS 2	MOBIS 3	MOBIS 4
		-	für $H_{90\%}$: 2,53	für $H_{90\%}$: 4,87	für $H_{90\%}$: 5,66
		-	für $H_{10\%}$: 0,17	für $H_{10\%}$: 1,41	für $H_{10\%}$: 2,59
Streuspanne (Gauß-Normalverteilung)	T	-	14,85	3,45	2,19

Tabelle 5: Abhängigkeit zwischen k_A und Mobilitätsgrad für Gauß-Normalverteilung

Um die Summenmomente im Knöchelpunkt zu bestimmen, wird ein weiterer Faktor k_{Ae} eingeführt. Dieser ist vom Abstand des Kniegelenks zum Knöchelpunkt abhängig (vgl. Abb. 69 und Tabelle 4). Die in Abb. 69 dargestellten Summenmomentkollektive sind aus einer Kombination von Fersen- und Vorfußbelastungen zusammengesetzt. Somit ist nicht nachvollziehbar, welche Anteile des Kollektivs aus Fersen- und Vorfußbelastungen resultieren. Zur Abschätzung der Momente in A_e ist somit ein konservativer Ansatz und daher die Momentendifferenz der Summenmomente unter Vorfußbelastung (PLB II) zwischen K_e und A_e zu wählen. Diese ist in der Regel deutlich größer als unter Fersenbelastung. Für die Berechnung des Faktors werden die absoluten Summenmomente im Punkt K_e und A_e der ISO 10328, PBG 3-8, PLB II gewichtsabhängig verwendet (vgl. Kapitel 4.3 und Tabelle 4). Für eine Strukturfestigkeitsprüfung auf Grundlage der ermittelten Kollektive wird empfohlen, die Aufteilung der Verhältnisse von Frontal-, Sagittal- und Transversalmoment analog zu den Verhältnissen der ISO 10328 vorzunehmen, da der Prüfvektor der ISO 10328 große Ähnlichkeit mit der gemessenen, mittleren Vektorlage aufweist (vgl. Kapitel 4.1, Abb. 52 und Abb. 53).

Eine Abhängigkeit zwischen Überlastkollektiven und dem Mobilitätsgrad kann nicht hergestellt werden. Tendenziell ist zu erwarten, dass Überlasten vermehrt bei Anwendern mit einem Mobilitätsgrad 3-4 auftreten. Dies ist auf die höhere Mobilität und folglich eine größere Eintrittswahrscheinlichkeit zurückzuführen. Wie in Kapitel 4.4 erläutert, sind Überlasten allerdings als Sonderereignisse anzusehen, weshalb diese ebenfalls bei Anwendern mit einem Mobilitätsgrad 2 auftreten können.

4.6 Ableiten von Prüfkollektiven sowie Berechnungskollektiven für das KF- und IMAB-Verfahren

Prüfkollektive

Die ermittelten Kollektive (vgl. Kapitel 4.3 bis 4.5) werden einer mathematischen Regression unterzogen und können näherungsweise über polynomische und logarithmische Funktionen abgebildet werden. Zur Näherung der Überlastkollektive zeigen sich logarithmische Funktionen als besonders vorteilhaft. Als Überlasten gelten in dieser Arbeit die Lasten, deren Werte die dynamischen Prüfbelastungen der ISO 10328 bei entsprechender Körpergewichtsklasse übersteigen. Zur Durchführung der mathematischen Regressionen wird die Software DIADEM von National Instruments verwendet. Die Regressionsfunktionen der Prüfkollektive sind Anhang A4 zu entnehmen. Die Variable x kennzeichnet die Anzahl der LW und $f(x)$ das resultierende Frontal-, Sagittal-, Transversal-, bzw. Summenmoment.

Zur Prüfung bestimmter Mobilitätsgrade können die mittleren Kollektive von MOBIS 2-4 (vgl. Kapitel 4.5) angewendet werden. Diese Belastungskollektive stellen Belastungen dar, deren Werte kleiner oder gleich der dynamischen Prüfbelastung der ISO 10328 bei entsprechender Körpergewichtsklasse sind. Als „worst-case“ Kollektiv eignet sich das Kollektiv des Probanden 12 (vgl. Kapitel 4.3). Dieser erzeugte, sowohl in Bezug auf die Größe der Momente als auch in Bezug auf die Anzahl der LW, das völligste Kollektiv. Die mathematische Funktion des Kollektivs für Proband 12 wird analog zu MOBIS 2-4 für ein Körpergewicht von 100 kg definiert und ist über die Faktoren k_G und k_{Ae} skalierbar (vgl. Anhang A4).

In Kapitel 6 wird der Schädigungseinfluss von Transversal-, Frontal- sowie Sagittalmomenten untersucht. Aus dieser Untersuchung geht hervor, dass die Transversalmomente aufgrund des verhältnismäßig geringen Schädigungseinflusses im Vergleich zu den Frontal- und Sagittalmomenten sowohl für die Belastungskollektive als auch für die Überlastkollektive vernachlässigt werden können.

Die Auswertung der Messdaten zeigt, dass die gemittelten Momente von MOBIS 2-3, bezogen auf das gewichtsabhängige Prüfniveau der Norm, verhältnismäßig gering ausfallen. Um eine Aussage über die Genauigkeit des zu entwickelnden Messadapters und der verbauten Sensorik zu erhalten, werden die Kollektive von MOBIS 2 und MOBIS 4 als Prüfkollektive herangezogen. Eine Übersicht der Ergebnisse dieser Untersuchung ist Kapitel 11.2 zu entnehmen.

Berechnungskollektive für KF- und IMAB-Verfahren

Die abgeleiteten Kollektive ermöglichen mithilfe des KF- und IMAB-Verfahrens, die zu erwartende Lebensdauer eines Strukturteils vor der Verwendung abzuschätzen. Für eine präzise Berechnung der ertragbaren Schwingungszahl ist ein genaues Vorwissen über die zu erwartenden Kollektive notwendig (vgl. Kapitel 2.1.8). Wie im Vorfeld mehrfach erwähnt, unterscheidet diese Arbeit zwischen Belastungs- und Überlastkollektiven. Die Grenze zwischen Belastungs- und Überlastkollektiv stellt die dynamische Prüfbelastung der ISO 10328 dar. Aus diesem Grund kann das LV sowie D_{eff} unter Berücksichtigung oder unter Ausschluss von Überlasten, bzw. Lasten größer der dynamischen Prüfbelastungen der ISO 10328, berechnet werden. Im Allgemeinen wird das LV aus dem Quotienten

der errechneten Schwingspielzahl unter Kollektivbelastung und der Bruchschwingspielzahl der Wöhlerlinie unter Kollektiv-Maximalwert berechnet (vgl. Tabelle 6). Daher ergeben sich, abhängig von der Berücksichtigung von Überlasten in der Berechnung unterschiedliche, rechnerische Schwingspielzahlen $N_{\text{rechn}, D_{\text{ges}}=1}$ sowie Bruchschwingspielzahlen \hat{N}_B (vgl. Abb. 70). Inwiefern eine derartige Unterscheidung Sinn macht, hängt immer von der zugrundeliegenden Fragestellung ab. Soll ein direkter Bezug zu den Prüfbelastungen der ISO 10328 hergestellt werden, kann ein Ausschluss von Überlasten sinnvoll sein. Aus Sicht der Betriebsfestigkeit sollten die Überlastkollektive, insbesondere bei Interpretation der Überlasten im Sinne dieser Arbeit, immer berücksichtigt werden, da diese einen erheblichen Einfluss auf die Berechnung des LV sowie D_{eff} nehmen können.

Wird die Annahme getroffen, dass ausschließlich Lasten kleiner der dynamischen Prüfbelastungen der ISO 10328 auftreten, wird die Berechnung des LV nach LV_1 durchgeführt. Die Abschätzung der Lebensdauer erfolgt somit auf Grundlage der Summenmomentkollektive von MOBIS 2-4 (vgl. Abb. 69). Sollen Überlasten berücksichtigt werden, so kann mithilfe der Regressionsfunktionen ein Kombinationskollektiv aus Überlast- und Belastungskollektiven gebildet werden (vgl. Anhang A4). Die ertragbare Bruchschwingspielzahl wird auf Lasthöhe $M_{\text{max}1}$ berechnet und ergibt das LV nach LV_2 .

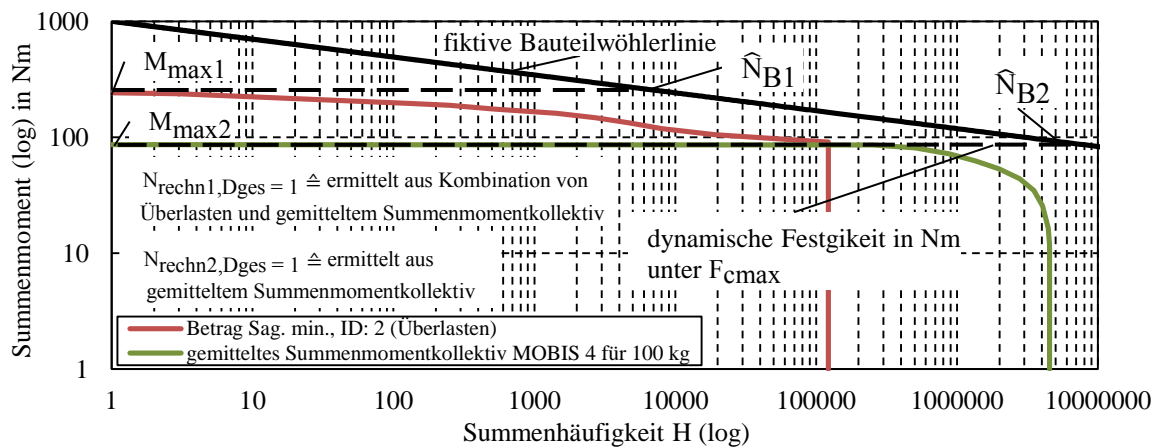


Abb. 70: Überlast- und Belastungskollektiv zur Berechnung des LV

Berechnung LV	$LV_1 = \frac{N_{\text{rechn}2, D_{\text{ges}}=1}}{\hat{N}_{B2}}$	$LV_2 = \frac{N_{\text{rechn}1, D_{\text{ges}}=1}}{\hat{N}_{B1}}$
---------------	---	---

Tabelle 6: Berechnung des LV aus Überlast- und Belastungskollektiven

Die gemittelten Summenmomentkollektive nach MOBIS 2-4 können als Näherungswerte der individuellen Kollektive der Probanden angesehen werden. Da bereits festgestellt wurde, dass diese stark streuen und somit im Vergleich zu den gemittelten Kollektiven abweichende Formparameter v zeigen, wirkt sich dies negativ auf die Genauigkeit der Berechnung des LV und somit D_{eff} aus (vgl. Anhang A3, Abb. 191). Das dynamische KF- und IMAB-Verfahren korrigiert dieses Defizit, indem das Kollektiv kontinuierlich aktualisiert wird und die Berechnung des LV und D_{eff} auf Grundlage des individuellen Formparameters erfolgt (vgl. Kapitel 3.1). Das dynamische KF- und IMAB-Verfahren ist somit dem KF- und IMAB-Verfahren nach Möglichkeit vorzuziehen.

Die zur Abschätzung des LV und zur Berechnung von $N_{\text{rechn}, D_{\text{ges}}=1}$ herangezogenen Summenmomentkollektive enthalten keine Informationen über Zwischenschwingspiele, da bei der Datenauswertung von Oehler nur das jeweilige Maximalmoment eines jeden Gangzyklus ausgewertet wurde. Kapitel 10.3 zeigt ein solches Zwischenschwingspiel im Verlauf des Summenmoments im Knöchelbereich bei einer Zeit von 0,55 s (vgl. Abb. 169). Werden derartige Zwischenschwingspiele vernachlässigt, so führt dies rechnerisch zu kleineren LV und folglich größeren D_{eff} . Aufgrund der mangelnden Informationen über die Zwischenschwingspiele bietet das dynamische KF- und IMAB-Verfahren ebenfalls einen Vorteil gegenüber dem KF- und IMAB-Verfahren, da dieses während der Datenauswertung auch die Zwischenschwingspiele berücksichtigen kann. Die abweichenden Berechnungsergebnisse, welche das KF- und IMAB-Verfahren als Folge der mangelnden Informationen liefert, können, falls notwendig, über Korrekturfaktoren in Analogie zur effektiven Schadenssumme korrigiert werden.

4.7 Fazit

Aus den Messdaten zu Mobilitätsuntersuchungen an Oberschenkelamputierten können in Abgleich mit der ISO 10328 wichtige Erkenntnisse gewonnen werden. Die mittlere Vektorstellung für Fersen- und Vorfußbelastungen zeigt im Vergleich zur ISO 10328 weniger große Hebelarme, wodurch bei identischer Belastungskraft weniger starke Drehmomente erzeugt werden (vgl. Kapitel 4.1). Somit resultieren im Vergleich zu den Prüfmomenten der ISO 10328 geringere mittlere Momente auf die Prothesenstruktur (vgl. Kapitel 4.2). Trotz dieser geringeren Momente zeigt sich in der Mobilitätsuntersuchung eine nahezu verdoppelte Schrittzahl, verglichen mit der Definition nach ISO 10328. Ebenfalls werden bei einigen Anwendern Belastungen festgestellt, welche die Prüfmomente der ISO 10328 mit einer Anzahl von mehr als 10^5 LW deutlich übersteigen (vgl. Kapitel 4.3 und 4.4). Sowohl die höhere Anzahl an LW als auch die Belastungen, welche die Prüfmomente übersteigen, können zu einem frühzeitigen Versagen des Strukturteils führen. Aus diesem Grund kann der Einsatz eines mobilen Messsystems zur Lebensdauerabschätzung im Bereich der Prothetik empfohlen werden. Des Weiteren können durch den Abgleich von Belastungskollektiven der Probanden sowie deren Zuordnung zu MOBIS-Klassen Einheitskollektive erstellt werden. Zwar kann nicht immer eine eindeutige Zuordnung der individuellen Kollektive zu den MOBIS-Klassen vorgenommen werden, dennoch lassen sich tendenzielle Abhängigkeiten von Aktivität und Mobilität sowie den MOBIS-Klassen herleiten. Die festgelegten MOBIS-Kollektive können für Strukturfestigkeitsprüfungen verwendet werden. Des Weiteren können diese Kollektive für die Lebensdauerabschätzung nach dem KF- und IMAB-Verfahren genutzt werden (vgl. Kapitel 4.5 und 4.6), womit eine präzisere Aussage über die voraussichtliche Lebensdauer möglich ist. Abweichungen, welche bei der Berechnung der Lebensdauer als Folge der in den Kollektiven fehlenden Zwischenschwingspiele resultieren, können nachträglich mittels Korrekturfaktoren angepasst werden.

5 Experimentelle Untersuchungen an piezokeramischen Sensoren

Piezokeramische Werkstoffe werden hauptsächlich als Aktoren eingesetzt. Aus diesem Grund liegen nur wenige Informationen zur Verwendbarkeit als Sensoren vor. In der Literatur wird die sensorische Einsetzbarkeit nur in Grundzügen und für spezielle Anwendungen behandelt [Gal 12] [Wan 07] [Liu 14]. Auch herstellerseitig liegen nur sehr wenige Informationen hinsichtlich der sensorischen Anwendbarkeit vor. Piezokeramische Sensoren bieten dennoch den Vorteil, dass eine kostengünstige Herstellung in beliebigen geometrischen Formen realisiert werden kann. Die folgenden experimentellen Untersuchungen geben einen vertiefenden Einblick in die Verwendbarkeit von piezokeramischen Materialien als Sensoren, deren messtechnische Randeffekte und Messgenauigkeiten. Abb. 71 zeigt eine Übersicht über die durchgeführten Untersuchungen und den inhaltlichen Aufbau dieses Kapitels.

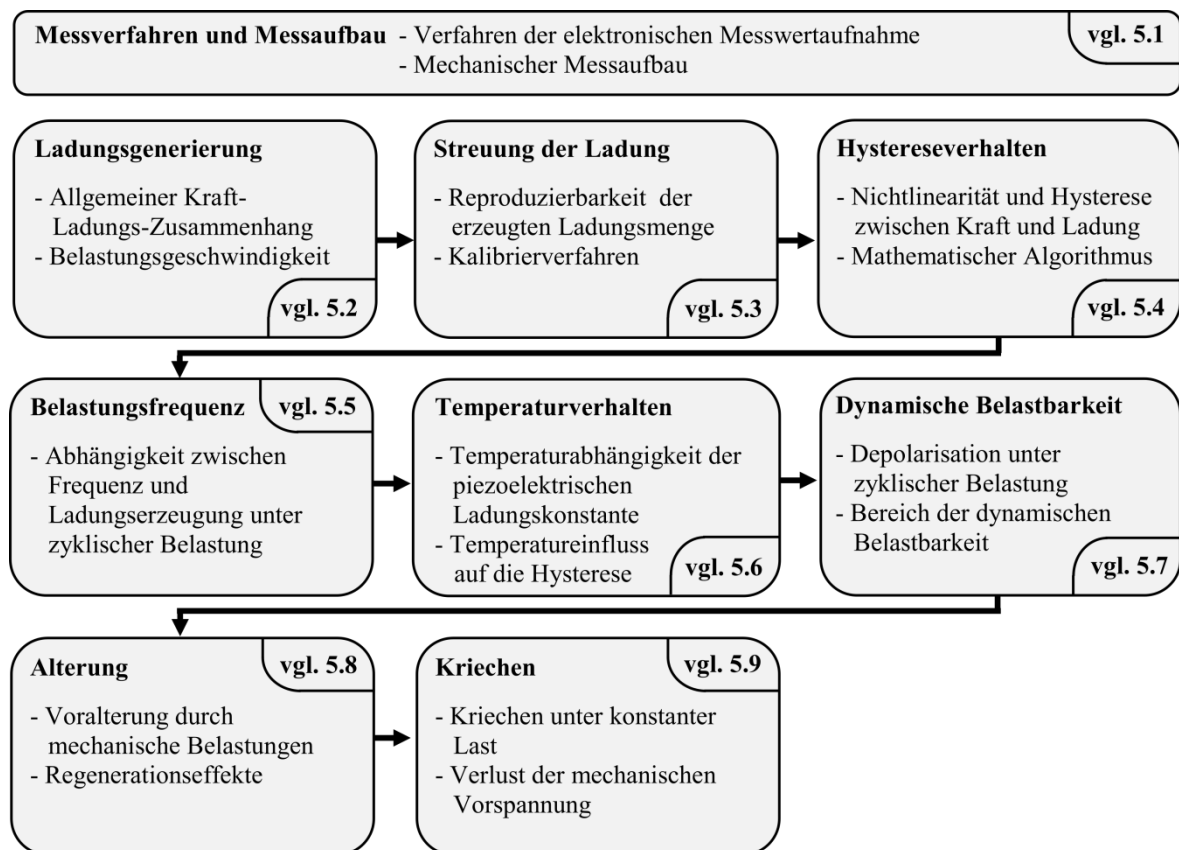


Abb. 71: Aufbau und Inhalte des Kapitels 5

Die Auswahl der Experimente erfolgt unter Fragestellungen, welche für die Anwendung der Sensoren in einem mobilen Messsystem, insbesondere in der Prothetik, von Bedeutung sind. Die experimentellen Untersuchungen werden in Anlehnung an die Inhalte der ISO/IEC 17025 durchgeführt, um eine hohe Qualität der Messergebnisse sicherzustellen. Diese internationale Norm beschreibt Anforderungen an die Kompetenz von Prüf- und Kalibrierlaboratorien und dient dem Ziel, die Kompetenz nachzuweisen, fachlich fundierte

Daten- und Ergebnisse bei Prüfungen, Kalibrierungen und Probenahmen zu erzeugen [Iso 05]. Des Weiteren werden die Experimente zunächst an einzelnen und freistehenden Sensoren durchgeführt, weshalb die Ergebnisse auch für andere Anwendungsbereiche genutzt werden können. Experimentelle Untersuchungen von verbauten Sensoren im Kraftnebenschluss werden gesondert in Kapitel 8 behandelt. Eine detaillierte Versuchsübersicht und Versuchsbeschreibung ist Anhang A11 zu entnehmen.

5.1 Messverfahren und Messaufbau

Im Rahmen dieser Arbeit werden PZT-Keramiken als piezoelektrische Kraftsensoren eingesetzt, weshalb ein direkter Zusammenhang zwischen mechanischen und elektrischen Größen hergestellt werden muss. In Kapitel 2.3.3 wurde bereits der Zusammenhang zwischen der mechanischen Kraft und der resultierenden elektrischen Größe mathematisch behandelt. Physikalisch lässt sich eine Kraftmessung durch das Messen der generierten elektrischen Spannung über einem hochohmigen Widerstand, parallel zu den Elektroden des Piezosensors, realisieren. Eine weitere Möglichkeit besteht darin, den Messwiderstand klein zu wählen, was einem elektrischen Kurzschluss der Elektroden gleichkommt. Auf diese Weise kann die Kraft in Form der abfließenden Ladung bestimmt werden (vgl. Kapitel 2.3.3). Beide Messverfahren weisen gewisse Vor- und Nachteile auf.

Die Kraft mithilfe der Spannung zu messen, bedarf hoher Anforderungen an das elektronische Messsystem, wie z.B. präziser und insbesondere hochohmiger Messwiderstände. Ein Problem, welches durch den Piezo in Zusammenspiel mit solch hochohmigen Widerständen entsteht, ist die sehr hohe elektrische Spannung. Zwar können Spannungsteiler Abhilfe schaffen, um die generierte Spannung messtechnisch erfassen zu können, allerdings ist die elektrische Isolierung durch den begrenzten Bauraum miniaturisierter Elektronik als schwierig anzusehen. Durch Funkenüberschläge kann es zu spontanem Ladungsausgleich, Messfehlern und nicht zuletzt zur Zerstörung elektronischer Bauteile kommen. Außerdem lassen sich mit diesem Verfahren statische Kraftmessungen aufgrund des Ladungsausgleichs, welcher selbst bei Verwendung hochohmiger Messwiderstände auftritt, nur bedingt realisieren.

Die Anforderungen an das elektronische Messsystem fallen hingegen bei einer Ladungsmessung geringer aus. Die Kraft wird bei diesem Verfahren in Form der abfließenden Ladung bestimmt. Aufgrund der Verwendung deutlich kleinerer Widerstände findet ein unmittelbarer Ladungsausgleich statt, was zu sehr viel geringeren Spannungen führt. Bei diesem Verfahren wird die Ladungsmenge integrativ durch die kontinuierliche Messung des Stroms bestimmt. Dies hat zur Folge, dass das Stromsignal ausreichend hoch abgetastet werden muss, da andererseits Integrationsfehler resultieren. Letztere wirken sich unmittelbar auf das erfasste Ladungssignal und somit die Genauigkeit des zu bestimmenden Kraftsignals aus. Insbesondere bei stoßartiger, mechanischer Belastung können Stromimpulse auftreten, welche eine hochfrequente Abtastrate erfordern, um Messfehler zu minimieren. Nachteilig ist, dass es zu einem Drift der Messwerte aufgrund von Rauschen im Messsignal kommen kann. Aus diesem Grund sollte in gewissen Zeitabständen ein Abgleich des Ladungssignals mit einem Referenzwert erfolgen. Die Ladungsmessung besitzt den Vor-

teil, statische Kräfte auch über einen längeren Zeitraum messen zu können. Dieses Messverfahren bietet somit Vorteile bei Kraftmessungen mit niedrigen Belastungsfrequenzen.

Die folgenden experimentellen Untersuchungen beziehen sich auf das Messverfahren der Ladungsmessung. Da die Belastungsfrequenzen beim Gangzyklus vergleichsweise niederfrequent einzustufen sind und dieses Messverfahren mit kostengünstigen elektronischen Komponenten einfach und in kompakter Bauform umgesetzt werden kann, wurde dieses Verfahren für die Anwendung ausgewählt. Im Folgenden wird der piezoelektrische Zusammenhang zwischen Kraft und Ladung genutzt (vgl. Kapitel 2.3.3 Tabelle 3, links).



Abb. 72: Untersuchte Piezosensoren, links: PIC 255, rechts: PIC 181

Die Untersuchungen werden mit den piezokeramischen Werkstoffen PIC 255 und PIC 181 von PI Ceramics durchgeführt (vgl. Abb. 72). Die Materialdaten können Anhang A9 entnommen werden. Bei PIC 255 handelt es sich um eine „weiche“ Keramik hoher Domänenbeweglichkeit, bei PIC 181 um eine „harte“ Keramik geringer Domänenbeweglichkeit [Cer 11].

5.1.1 Elektronischer Messaufbau

Der elektronische Messaufbau zur Ladungsmessung sieht vor, mittels eines Oszilloskops die über dem Messwiderstand abfallende Spannung U_m zu erfassen. Der erzeugte Strom kann aus der gemessenen Spannung sowie dem bekannten Messwiderstand bestimmt werden. Durch Integration des veränderlichen Stromsignals lässt sich die erzeugte elektrische Ladung berechnen.

$$Q(t) = Q(t_0) + \int_{t_0}^t I(t) dt \quad (5-1)$$

Zur Beurteilung des Messaufbaus wird das elektrische Ersatzschaltbild eines piezoelektrischen Sensors herangezogen. Dieses setzt sich aus einer Stromquelle, einem dazu parallel geschalteten Innenwiderstand R_q und einer Kapazität C_q zusammen. Innenwiderstand und Kapazität des Piezosensors errechnen sich nach Formel (5-2) und (5-3) aus den geometrischen Abmessungen sowie den Materialkonstanten [Sch 12] (vgl. Anhang A9).

$$R_q = \frac{d}{\Lambda} \cdot \varphi \quad (5-2)$$

$$C_q = \frac{\epsilon_0 \cdot \epsilon_r \cdot A}{h} \quad (5-3)$$

Das elektrische Ersatzschaltbild des Tastkopfes setzt sich aus dem Messwiderstand $R_m = 10 \text{ M}\Omega$ und einer parallel geschalteten Kapazität $C_m = 3,9 \text{ pF}$ zusammen. Genutzt wird ein Messkopf der Firma Techtronix. Aus piezoelektrischem Sensor und Messkopf ergibt sich das in Abb. 73 zusammengesetzte Ersatzschaltbild.



Abb. 73: Elektrisches Ersatzschaltbild des Messaufbaus, mod. nach [Sch 12]

Die durch die Kraft getrennten Ladungsträger führen zum Aufladen der Kapazitäten C_q und C_m . Aus der Parallelschaltung von Kondensator und Widerstand resultiert ein Zeitverhalten, weshalb sich Ladungen über den Innenwiderstand R_q und den Messwiderstand R_m entladen. Die folgenden Berechnungen (5-4) bis (5-9) sind in Anlehnung an Schröder erstellt [Sch 12]. Zusammengefasst kann geschrieben werden:

$$C_{\text{ges}} = C_q + C_m \quad (5-4)$$

$$R_{\text{ges}} = \frac{R_q \cdot R_m}{R_q + R_m} \quad (5-5)$$

Nach dem ersten Kirchhoffschen Gesetz ergibt sich für den Knotenpunkt folgende inhomogene Differentialgleichung:

$$\frac{dQ}{dt} - \frac{U_m}{\frac{R_q \cdot R_m}{R_q + R_m}} - (C_q + C_m) \cdot \frac{dU_m}{dt} = 0 \quad (5-6)$$

Nach Lösen mithilfe der Bedingung $U_{m,p} = 0$ (partikuläre Lösung der Differentialgleichung) ergibt sich der homogene Anteil der Differentialgleichung mittels Exponentialansatz für die gesuchte Größe $U_{m,h}$ zu:

$$U_{m,h} = K \cdot e^{\frac{-t}{R_{\text{ges}} \cdot C_{\text{ges}}}} \quad (5-7)$$

Eine detaillierte, mathematische Beschreibung dieser Zusammenhänge kann Busch [Bus 08] entnommen werden. Für die dargestellte Gleichung (5-7) gilt für die Randbedingung des Entladevorgangs $U_m(t=0) = \frac{Q_0}{C_{\text{ges}}}$, da der Kondensator zu diesem Zeitpunkt mit der Ladung Q_0 geladen ist. Für die Konstante K ergibt sich somit $K = \frac{Q_0}{C_{\text{ges}}}$. Die Gesamtgleichung für den Entladevorgang ergibt sich zu:

$$U_m = \frac{Q_0}{C_{\text{ges}}} \cdot e^{\frac{-t}{R_{\text{ges}} \cdot C_{\text{ges}}}} \quad (5-8)$$

Die Spannung nimmt mit der Zeitkonstante T_q ab. Mit $C_{\text{ges}} = 159,7 \cdot 10^{-12} \text{ F}$ (PIC 255) und $R_{\text{ges}} = 9,994 \cdot 10^6 \Omega$ kann T_q bestimmt werden:

$$T_q = R_{\text{ges}} \cdot C_{\text{ges}} = 1,6 \text{ ms} \quad (5-9)$$

Aufgrund der geringeren Kapazität von PIC 181 im Vergleich zu PIC 255 (vgl. Anhang A9, Tabelle 34) resultiert für dieses Material ($C_{\text{ges}} = 110,7 \cdot 10^{-12} \text{ F}$) eine noch kleinere Zeitkonstante von $T_q = 1,1 \text{ ms}$.

Die reguläre Schrittfrequenz variiert je nach Alter und Geschlecht zwischen 100 bis 130 Schritten/min. Diese Schritte verstehen sich als Einzelschritte und nicht als Doppelschritte [Göt 03]. Unter Annahme einer Schrittfrequenz von 120 Schritten/min ergibt sich eine Frequenz von 1 Hz für einen vollständigen Be- und Entlastungszyklus. Als „worst-case“ Annahme wird im Folgenden eine Schrittfrequenz von 2,5 Hz festgelegt. Für eine vollständig Be- und Entlastung bis 1000 N Maximalkraft ergibt sich somit für die genannte Frequenz eine Zeitdauer von 400 ms. $5 \cdot T_q$ entspricht einer Entladung des Kondensators von ca. 99% [Bau 04]. Daraus resultiert für PIC 255 eine Zeitspanne von ca. 8 ms. Diese Entladedauer liegt deutlich unterhalb der Zeitdauer für einen Be- und Entlastungszyklus. Daraus kann abgeleitet werden, dass bei einem Messwiderstand von 10 M Ω das Zeitverhalten der Messschaltung vernachlässigbar und eine Verfälschung der Messergebnisse durch den kapazitiven Einfluss nicht zu erwarten ist.

In den experimentellen Untersuchungen des Kapitels 5, des Kapitels 8 und des Kapitels 11 werden die Belastungen der Piezosensoren durch servohydraulische oder elektromechanische Prüfmaschinen erzeugt. Aufgrund der Steifigkeit der Piezoproben sowie des Regelverhaltens der Maschinen werden während der Kraftaufbringung deutlich höhere Frequenzanteile im analogen Stromsignal der Piezosensoren erzeugt. Aufgrund des höherfrequenten Analogsignals müssen erneut die kapazitiven Einflüsse auf das zu messende Signal bewertet werden. Aus diesem Grund wird eine Simulation mit der Software LT-Spice durchgeführt. Der elektronische Messaufbau wird hierfür in die Software überführt und ein zu messendes Signal, entsprechend dem generierten analogen Stromsignal, eingespeist. Dieses entspricht dem Signal, das von einem Piezosensor unter Kraftbelastung und Kraftentlastung durch eine servohydraulische Prüfmaschine erzeugt wird. Das analoge Stromsignal des Piezosensors sowie die am Messwiderstand des Oszilloskops anliegende Spannung U_m sind in Abb. 74 dargestellt. Durch das Messen dieser Spannung können anschließend der Strom sowie die elektrische Ladung berechnet werden.

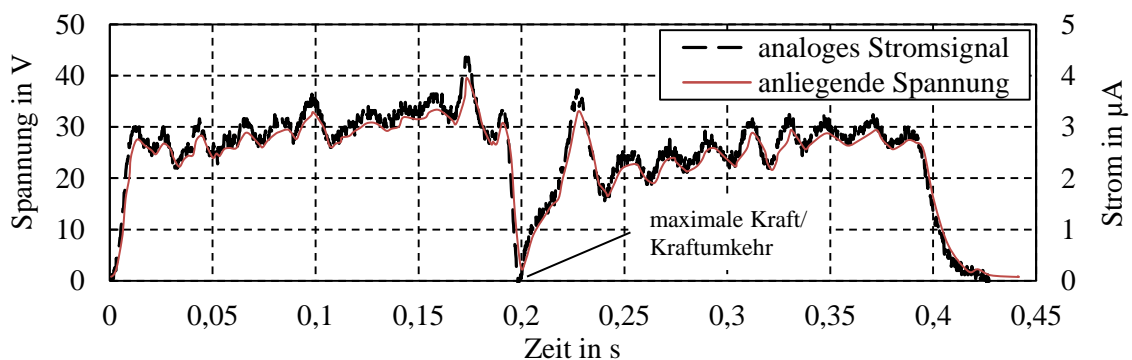


Abb. 74: Simulation mit LT-Spice, analoges Stromsignal des Piezosensors und anliegende Spannung über Messwiderstand für gleichgerichtetes Be- und Entlastungssignal mit 1000 N Belastungskraft

Die kapazitive Wirkung des Messkreises bewirkt, dass hochfrequente Anteile unterdrückt werden. Der Mittelwert des Nutzsignals wird allerdings sehr gut nachgebildet. Die über dem Messwiderstand von 10 M Ω abfallende Spannung folgt mit ca. 5 ms Verzögerung dem durch den Piezosensor generierten Strom. Aus diesem Grund sind selbst bei höherfre-

quenten Signalen keine relevanten Messwertverfälschungen als Folge der kapazitiven Wirkung des Messkreises zu erwarten.

Nach dem Shannonschen-Abtasttheorem muss die Samplefrequenz zur eindeutigen Rekonstruktion des zeitkontinuierlichen Signals durch ein zeitdiskretisiertes Signal mindestens der doppelten der im Eingangssignal vorkommenden, maximalen Frequenz f_g , entsprechen [Pla 09].

$$f_{\text{samp}} \geq 2 \cdot f_g \quad (5-10)$$

Wird auf den Piezosensor eine Belastungsfrequenz von 2,5 Hz aufgebracht, beträgt die notwendige Abtastfrequenz des mechanisch aufgebrachten Signals nach Formel (5-10) mindestens 5 Hz.

Abb. 74 zeigt, dass diese Samplefrequenz nicht ausreicht, um das Spannungssignal präzise abzubilden. Eine schnelle Fouriertransformation mehrerer Spannungssignale unterschiedlicher Versuche zeigt, dass der Großteil aller Frequenzanteile bis ca. 100 Hz auftritt. Aufgrund dessen wird eine Abtastfrequenz von $f_{\text{samp}} \geq 500$ Hz festgelegt. Diese Frequenz ist ausreichend hoch, um das Spannungssignal am Messwiderstand abzubilden. Mit der genannten Samplefrequenz wird sichergestellt, dass diese und ebenfalls höherfrequente Anteile im mechanischen Ansteuersignal ausreichend genau erfasst werden. Eine Reduzierung der Abtastrate ist zugunsten des Energieverbrauchs für ein kommerzielles Messsystem denkbar.

Bei piezokeramischen Materialien erfolgt eine materialbedingte und temperaturabhängige Kapazitätsänderung. Insbesondere bei Material PIC 255 ist diese stark ausgeprägt und beträgt im Temperatureinsatzbereich prothetischer Komponenten von -20 °C bis 40°C bis zu 20% [Cer 11], wobei die Kapazität bei Senken der Temperatur abnimmt. Diese Kapazitätsreduzierung kann, bezogen auf den untersuchten Frequenzbereich, vernachlässigt werden. Das Tiefpassverhalten der Schaltung reduziert sich, weshalb sich die Be- und Entladezeiten des Kondensators verkürzen. Ein negativer Einfluss des Zeitverhaltens auf das Messsignal ist somit nicht zu erwarten. Aufgrund der durchgeführten Abschätzung kann durch diesen Messkreis die generierte Ladungsmenge durch Integration des über dem Messwiderstand fließenden Stroms auch bei Temperaturschwankungen ausreichend genau bestimmt werden.

Bei verschiedenen Versuchen erfolgt die elektronische Messwertaufnahme nicht ausschließlich mittels Oszilloskop. Als Alternative wird die Datenerfassung einerseits mithilfe des Instron-Controllers der Prüfmaschine, andererseits mit einem Messverstärker QuantumX MX840B (HBM) durchgeführt. Beide Messinstrumente ermöglichen eine bessere zeitliche Synchronisation von Kraft- und Ladungswerten im Vergleich zum Oszilloskop. Somit bietet die zeitgleiche Erfassung von Maschinen- und Sensordaten deutliche Vorteile bei der Datenauswertung der Messreihen. Die Berechnung der resultierenden Ladungsmengen erfolgt rechnerintegriert mithilfe der Software Datalab (vgl. Kapitel 9.2), Scilab und LabView. Die Verwendung der unterschiedlichen Messinstrumente führt mitunter dazu, dass trotz gleicher Prüfbedingungen unterschiedliche absolute elektrische Ladungen gemessen werden. Eine Vergleichbarkeit der absoluten Ladungen ist somit nur bei identischem Messinstrument gegeben. Ein Großteil der Messergebnisse ist in normierter Form dargestellt, weshalb dieser Randeffekt zu vernachlässigen ist. Vergleichsbetrachtungen von

absoluten Ladungswerten werden nur dann durchgeführt, wenn ein identisches Messinstrument bei der Datenerfassung verwendet wurde.

5.1.2 Mechanischer Messaufbau

Der piezokeramische Sensor wird zwischen zwei Leiterplatten eingelassen und mithilfe eines Käfigs über der Kontaktfläche der Leiterplatte in Position gehalten. Die Leiterplatten sowie der Käfig der Versuchsprobe werden mittels zwei Sicherungsstiften in den Aluminiumplatten verdreh- und verkippsicher gelagert (vgl. Abb. 75). Die Piezoelemente werden flächig auf den Stirnseiten durch die Leiterplatten platziert.

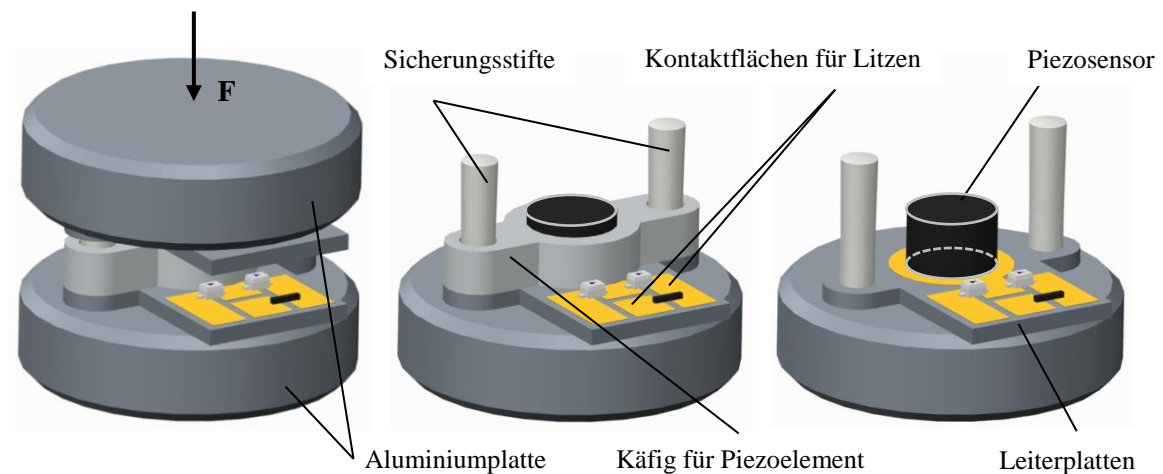


Abb. 75: Aufnahmeadapter für piezokeramischen Sensor

Zur Verbindung der Leiterplatten mit dem Messinstrument stehen auf der Leiterplatte mehrere Kontaktflächen zur Verfügung. Die Sicherungsstifte sind zu den Platten axial verschiebbar, sodass die Kraft, welche in die Aluminiumplatten eingeleitet wird, möglichst vollständig von dem Piezoelement getragen wird. Die mechanische Anbindung zwischen Prüfmaschine und Probe erfolgt mithilfe einer Kugelkalotte, in die die Aluminiumplatten der Aufnahmeadapter eingesetzt werden. Die Kugelkalotte dient dem Winkelausgleich und stellt die zentrische Krafteinleitung auf den Aufnahmeadapter sicher (vgl. Abb. 76).

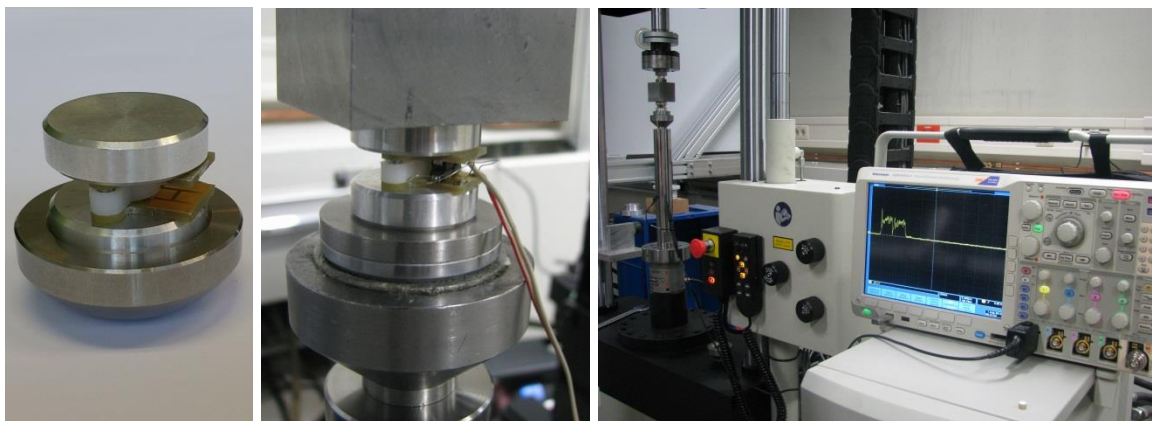


Abb. 76: Links: Aufnahmeadapter mit Kalotte, Mitte u. rechts: Prüfaufbau mit Oszilloskop

Neben der flächigen Kontaktierung der Piezosensoren ist die Kantenpressung gesondert zu betrachten, da diese konstruktionsbedingt nicht immer ausgeschlossen werden kann. Unter Kantenpressung werden die Randbereiche der Keramik stärker beansprucht, was zu einem vorzeitigen Verschleiß und schnellerer Alterung der Keramik führen kann. Aus diesem Grund wird die mechanische Kantenpressung im Rahmen der durchgeführten Versuche ebenfalls untersucht. Hierfür ist eine Modifikation des Aufnahmeadapters erforderlich. Die Sicherungsschrauben werden exzentrisch angeordnet, was eine exzentrische Krafteinleitung ermöglicht und auf der Oberfläche des Piezos eine Kantenpressung hervorruft (vgl. Abb. 77).

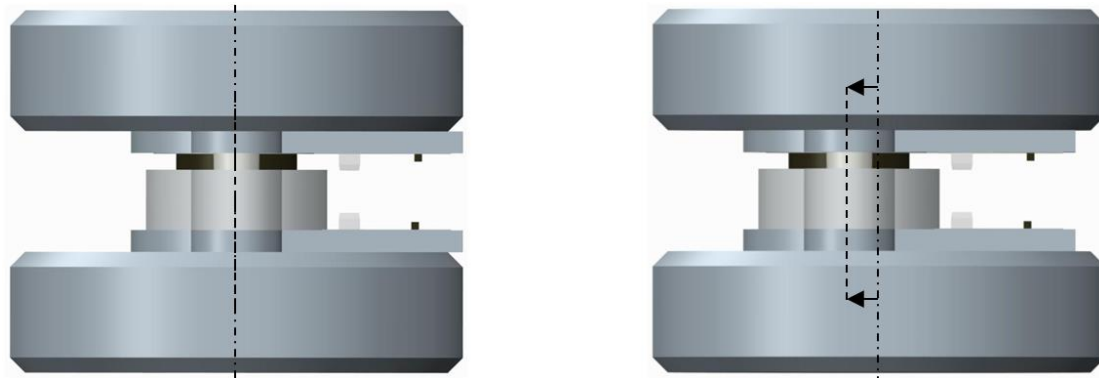


Abb. 77: Aufnahmeadapter, links: Zentrische Krafteinleitung, rechts: Exzentrische Krafteinleitung

Eine FE-Analyse zeigt, dass die zentrische Krafteinleitung zu einer gleichmäßigen Belastung des Piezoelements führt (vgl. Abb. 78). Aus der exzentrischen Krafteinleitung folgen eine Beanspruchung der Sicherungsschrauben sowie eine verstärkte Kantenpressung, welche ggf. zu einer Schädigung und einem frühzeitigen Versagen der Piezokeramik führen kann. Hierbei zeigt sich, dass die exzentrische Krafteinleitung im Vergleich zur zentrischen Krafteinleitung, trotz halber Belastungskraft, höhere mechanische Spannungen hervorruft.

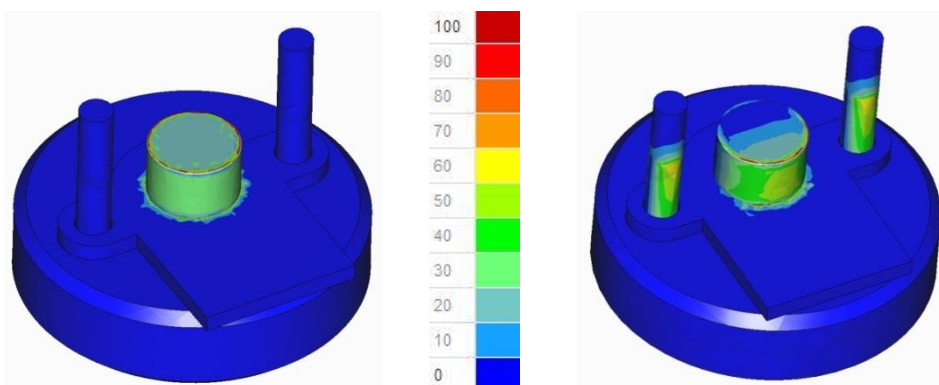


Abb. 78: Exemplarische FE-Analyse der Prüfvorrichtung, links: Zentrische Krafteinleitung mit 2000 N, rechts: Exzentrische Krafteinleitung mit 1000 N, Legende in MPa

Um eine exzentrische Krafteinleitung zu ermöglichen, wird auf beiden Seiten des Aufnahmeadapters eine Kugelkalotte eingesetzt. Die Ergebnisse zu experimentellen Untersuchungen von zentrischer sowie exzentrischer Krafteinleitung können Kapitel 5.7 entnommen werden.

5.2 Ladungsgenerierung

Die Reproduzierbarkeit der erzeugten Ladung ist der wichtigste Faktor zur Beurteilung der sensorischen Verwendbarkeit piezokeramischer Werkstoffe. Mithilfe der Formel (2-67) (vgl. Kapitel 2.3.3, Tabelle 3, links) wird die Ladung berechnet, welche die Piezoelemente bei aufgebrachtter Kraft erzeugen. Der Wert, welcher die erzeugte Ladungsmenge unmittelbar beeinflusst, ist die piezoelektrische Ladungskonstante d_{33} (vgl. Formel (2-52)). Diese beschreibt das Verhältnis von elektrischer Verschiebung zu aufgebrachtter mechanischer Spannung [Cer 11]. In folgendem Versuch wird die Reproduzierbarkeit der erzeugten elektrischen Ladung unter mechanischer Belastung untersucht und beurteilt. Tabelle 7 zeigt die Ladungsmengen, welche nach den Angaben des Herstellers PI Ceramics [Cer 11] bei definierten Prüfkraften nach Formel (2-67) berechnet wurden.

Kraft	5000 N	3750 N	2000 N	1750 N	1000 N	500 N
PIC 255: Ladung Q in μC	4	3	1,6	1,4	0,8	0,4
PIC 181: Ladung Q in μC	2,65	1,99	1,06	0,9275	0,53	0,265

Tabelle 7: Berechnete Ladungsmengen bei definierten Kräften für Be- und Entlastungszyklus [Cer 11]

Für die Kraftaufbringung werden auf Basis der variablen Schrittfrequenzen die Belastungsgeschwindigkeiten 500 N/s, 2000 N/s und 5000 N/s festgelegt (vgl. Kapitel 5.1.1).

Abb. 79 zeigt die erzeugte elektrische Ladung bei aufeinanderfolgender Be- und Entlastung der Testvorrichtung für eine Kraft von 1000 N und einer Belastungsgeschwindigkeit von 5000 N/s. Das Diagramm zeigt den Spannungsverlauf und den Verlauf der erzeugten elektrischen Ladung für Material PIC 181 und PIC 255. Die in diesem Versuch durchgeführten Auswertungen erfolgen auf Grundlage eines gleichgerichteten Spannungssignals.

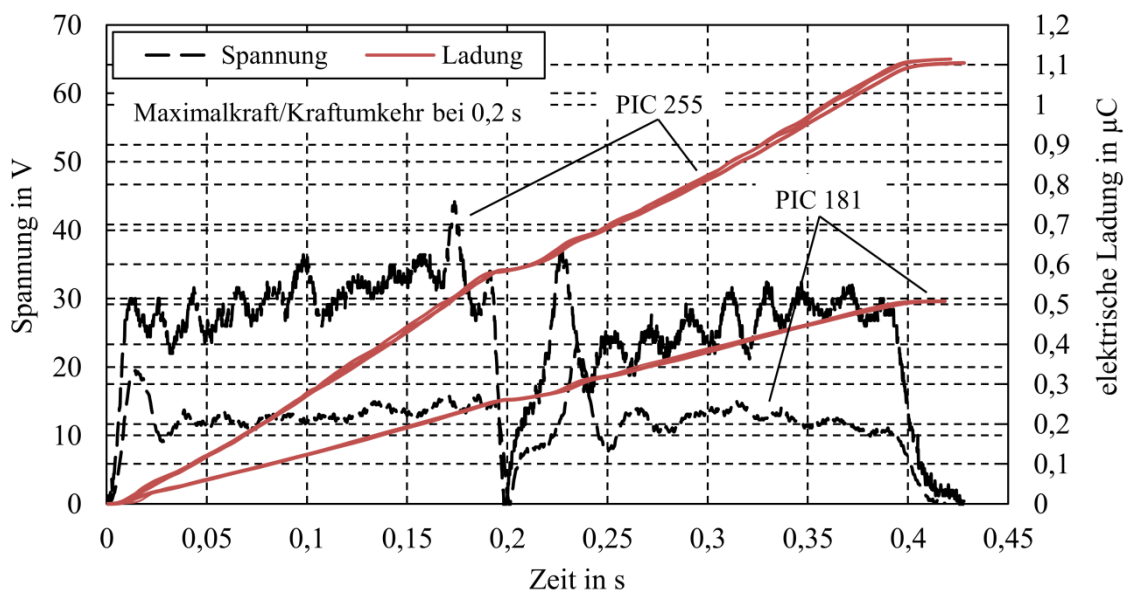


Abb. 79: Erzeugte elektrische Ladung für Be- und Entlastung (Belastungskraft 1000 N, Geschwindigkeit 5000 N/s) für PIC 181 und PIC 255 bei einer Umgebungstemperatur von $23^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$

Beide Materialien weisen eine sehr gute Reproduzierbarkeit der elektrischen Ladung auf. Die relative SW der elektrischen Ladung liegt bei fünfmaliger Be- und Entlastung bei ca. 0,4%.

Um abschätzen zu können, ob die Belastungsgeschwindigkeit einen Einfluss auf die erzeugte elektrische Ladung besitzt, wird der Versuch mit unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten wiederholt. In Abb. 80 und Abb. 81 sind die unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten bei definierter Belastungskraft in Form von Quadraten visualisiert. Die erzeugten elektrischen Ladungen werden durch Kreuze gekennzeichnet.

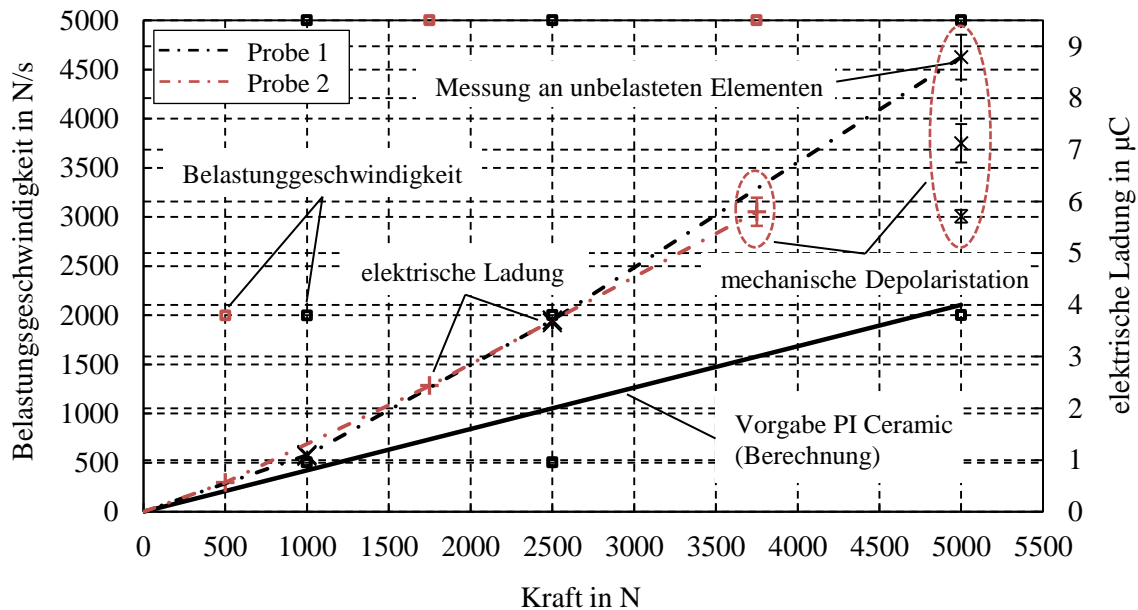


Abb. 80: Erzeugte elektrische Ladung in Abhängigkeit variierender Belastungskräfte und Belastungsgeschwindigkeiten für PIC 255, 5000 N \triangleq 100 MPa

Grundsätzlich zeigen Abb. 80 und Abb. 81, dass die elektrische Ladung bis zu einer Kraft von 5000 N nichtlinear verläuft. Bis zu einer Kraft von ca. 1000 N zeigen die Berechnungen (vgl. Tabelle 7) und die experimentellen Ergebnisse annähernd identische Werte. Ab einer Kraftgrenze von 1000 N zeigt sich bei linearer Krafterhöhung eine zunehmend ansteigende Ladungsmenge. Der Verlauf wurde jeweils mit zwei Proben der Materialspezifikation PIC 181 und PIC 255 nachgewiesen.

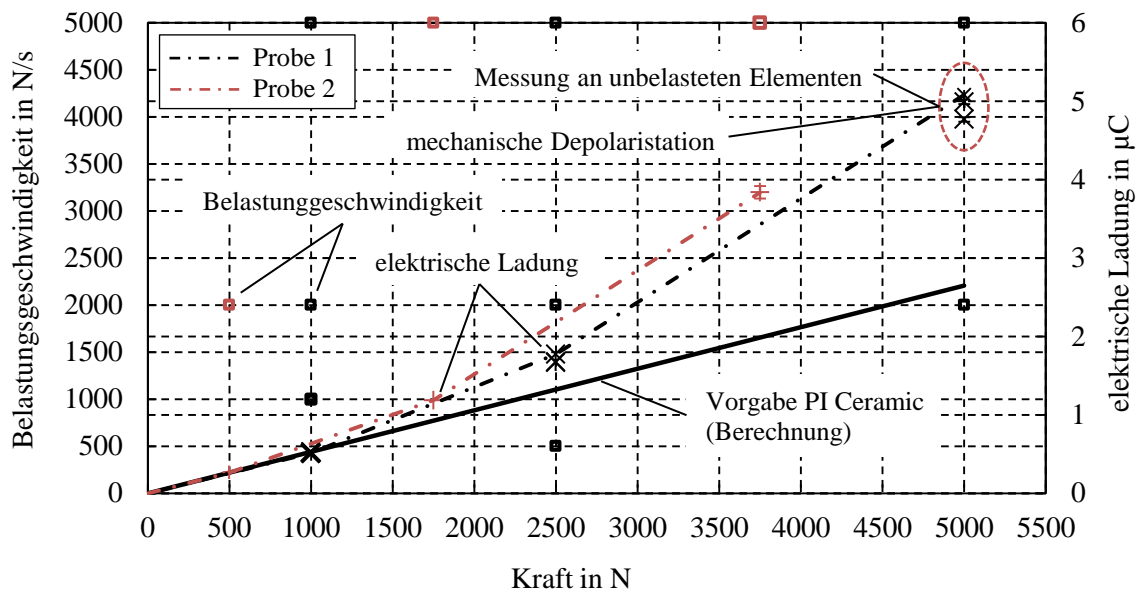


Abb. 81: Erzeugte elektrische Ladung in Abhängigkeit variierender Belastungskräfte und Belastungsgeschwindigkeiten für PIC 181, $5000 \text{ N} \triangleq 100 \text{ MPa}$

Die Auswertung zeigt weiterhin, dass eine Variation der Belastungsgeschwindigkeit bei gleicher Belastungskraft einen vernachlässigbaren Einfluss auf die erzeugte Ladung besitzt. Bei den untersuchten Belastungsgeschwindigkeiten stellt sich, bezogen auf den Mittelwert, eine relative SW der elektrischen Ladung von ca. 1,5% ein. Bei Kräften $> 2500 \text{ N}$ weichen die Messwerte aufgrund der zuvor beschriebenen Depolarisationsvorgänge stärker ab (vgl. Kapitel 2.3.2). Diese Abnahme wird umso größer, je größer die von außen aufgebrachte mechanische Kraft ist.

Um eine Aussage über die Reproduzierbarkeit der Ladungserzeugung bei den unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten zu erhalten, wird jede Einzelmessung bei jeder Belastungsgeschwindigkeit fünfmal wiederholt. Bei diesen fünf Wiederholungsmessungen zeigen sich bei einer mechanischen Spannung von $75 \text{ MPa} \triangleq 3750 \text{ N}$ bzw. $100 \text{ MPa} \triangleq 5000 \text{ N}$ bereits erhebliche Depolarisationseffekte der Piezokeramik. Dies lässt sich ebenfalls an der starken Streuung des Ladungssignals bei den besagten Kräften erkennen. Bei PIC 255 ist dieser Effekt stärker ausgeprägt als bei PIC 181, was sich auf die unterschiedlichen piezokeramischen Materialien zurückführen lässt. Die Depolarisationsvorgänge sowie die Einflüsse auf die Depolarisation werden in Kapitel 5.7 und Kapitel 5.8 näher untersucht.

Sowohl die Differenz zwischen den berechneten und gemessenen Werten, als auch die Abnahme der remanenten Polarisation kann dadurch erklärt werden, dass sich bei erhöhter mechanischer Belastung ($> 20 \text{ MPa}$) eine zunehmende nichtlineare Verschiebung der Gitterstruktur einstellt. Dieser Zustand deutet bereits auf die Überschreitung des Arbeitsbereiches der Piezokeramik hin (vgl. Kapitel 2.3.2). Die zunehmend nichtlineare Ladungserzeugung bei Belastungskräften $> 1000 \text{ N}$ kann ebenfalls hierdurch erklärt werden. Bei PIC 255 setzt das Verhalten im Vergleich zu PIC 181 bereits bei geringeren Kräften ein, was sich auf den weichen Keramikwerkstoff und somit die geringere mechanische Domänenstabilität zurückführen lässt.

Bei allen Messungen kristallisiert sich heraus, dass bei der Belastung eine vergrößerte Ladungsmenge im Vergleich zur Entlastung generiert wird. Dieses Phänomen tritt trotz identischer Be- und Entlastungsamplitude der Kraft auf. Insbesondere bei PIC 255 zeigt sich dieser Effekt verstärkt mit einer Differenz von ca. 2-4% der erzeugten Ladungsmenge. Bei PIC 181 beträgt die Differenz hingegen nur ca. 1-2%. Die Unterschiede in der Ladungserzeugung können auf den hysteresebehafteten Zusammenhang zwischen Kraft und Ladung in Zusammenspiel mit der in diesem Versuch verwendeten Vorkraft der Proben zurückgeführt werden. In Kapitel 5.4 wird der Zusammenhang zwischen Kraft und Ladung näher untersucht. Durch die Vorkraft von 50 N wird die Kraft-Ladungs-Hysterese in den negativen Kraftbereich verschoben, weshalb bei einem Be- und Entlastungszyklus das Ausgangs-Ladungssignal nicht erreicht werden kann (vgl. Kapitel 5.4, Abb. 86). Die Kraftentlastung erzeugt schlussfolgernd eine in Höhe der mechanischen Vorkraft und Größe der Hystereseeöffnung des Keramikwerkstoffs verringerte Ladungsmenge.

Bereits bei dieser Messung zeigt sich, dass die piezokeramischen Materialien einen definierten Arbeitsbereich aufweisen, welcher nach Möglichkeit nicht überschritten werden sollte. In weiterführenden Untersuchungen, insbesondere in Kapitel 5.7, wird der Arbeitsbereich näher spezifiziert. Die festgestellten Hystereseeffekte stellen hinsichtlich der Messgenauigkeit kein starkes Defizit dar, da die Hysteresen gewissen Gesetzmäßigkeiten folgen und demnach mithilfe mathematischer Algorithmen kompensiert werden können.

5.3 Streuung der generierten Ladung

Dieses Kapitel beinhaltet die Untersuchung der elektrischen Ladungsmenge unterschiedlicher Piezosensoren des gleichen Fertigungsloses. Damit soll die Fragestellung geklärt werden, ob einzelne Elemente aufgrund von Schwankungen im Kristallaufbau unterschiedlich hohe elektrische Ladungen erzeugen und somit eine Kalibrierung der Sensoren erforderlich ist.

Die Datenauswertung des durchgeführten Versuchs erfolgt ohne Gleichrichtung des Spannungssignals und wird auf Grundlage des Maximalwertes der generierten Ladung bei maximaler Ansteuerkraft durchgeführt. Als Versuchsparameter werden 1000 N Belastungskraft und eine Belastungsgeschwindigkeit von 1000 N/s definiert. Es werden jeweils 12 Proben der Materialspezifikation PIC 181 sowie PIC 255 untersucht. Abb. 82 zeigt die erzeugte elektrische Ladung in Abhängigkeit der Belastungskraft.

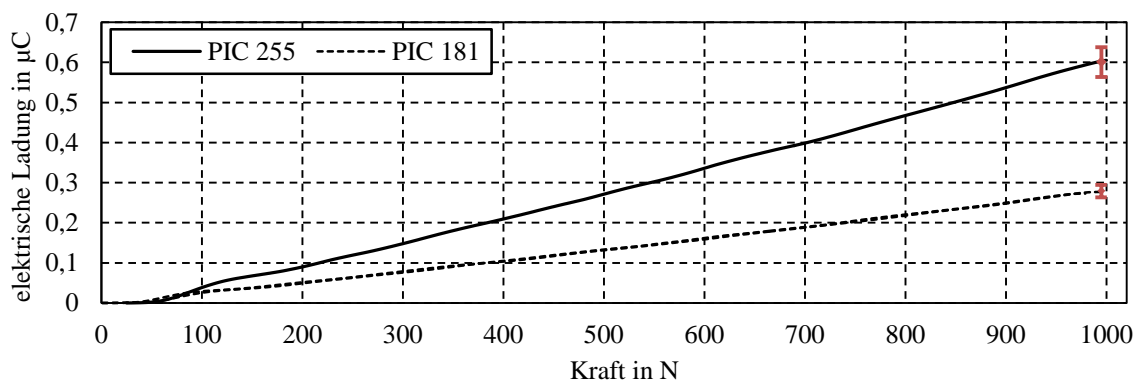


Abb. 82: Vergleich des Ladungsverlaufs von PIC 255 und PIC 181, sowie Mittelwert und SW der erzeugten elektrischen Ladung für eine Versuchsreihe von je 12 Proben

Unter Berücksichtigung der relativen Standardabweichung können Schwankungen um den Mittelwert von bis zu 6% festgestellt werden. Die Verwendung der Piezosensoren setzt ein genaues Messverhalten voraus, welches mit derartigen Schwankungen nicht realisiert werden kann. Eine Kalibrierung und Justierung der Sensorelemente ist somit empfehlenswert, da u.a. in weiteren Untersuchungen wie z.B. dem Hystereseverhalten (vgl. Kapitel 5.4) noch größere Streuungen festgestellt worden sind. Aus diesem Grund wird im Folgenden eine Möglichkeit zur Kalibrierung und Justierung der Sensoren vorgestellt.

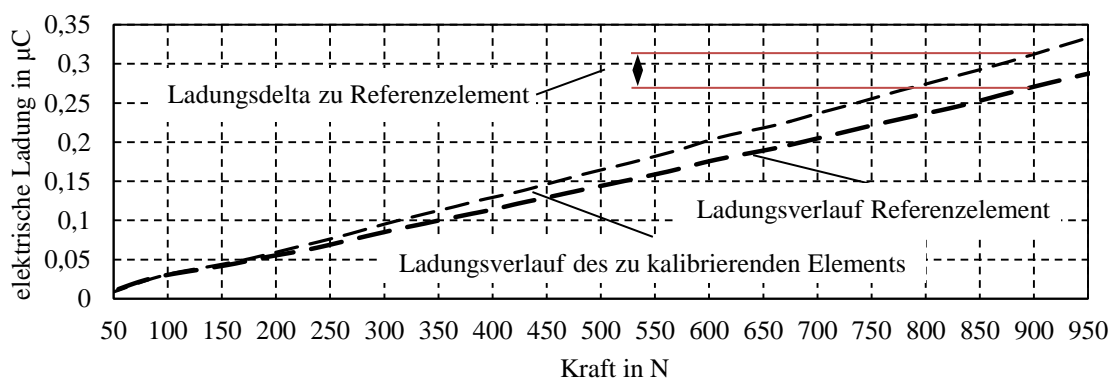


Abb. 83: Verfahren zur Kalibrierung eines Piezosensors

Zunächst wird der Kraft-Ladungs-Verlauf eines beliebigen Referenzelements festgelegt. Dieser kann beispielsweise experimentell bestimmt oder aus mathematischen Funktionen abgeleitet werden (vgl. Kapitel 5.4, Tabelle 8). Anschließend wird bei einer definierten Kraft, welche auf den Maximalwert des abzudeckenden Messbereichs festgelegt ist, das Ladungsdelta zum Referenzelement berechnet. In vorliegendem Beispiel (vgl. Abb. 83) beträgt diese Kraft 900 N. Aus dem ermittelten Ladungsdelta wird ein Faktor x_q bestimmt, welcher als Multiplikator auf die gemessenen Ladungswerte des zu kalibrierenden Sensors angewendet wird. Auf diese Weise kann eine Justierung der Sensoren vorgenommen werden.

$$x_q = 1 + \frac{Q_{\text{ref}} - Q_{\text{kal}}}{Q_{\text{ref}}} \quad (5-11)$$

Das Verfahren setzt voraus, dass der Verlauf der Kraft-Ladungs-Funktion immer der gleichen mathematischen Funktion folgt. In Kapitel 5.4 und Kapitel 5.8 kann dieses Verhalten des Sensorsignals nachgewiesen werden. Schlussfolgernd liefert das Verfahren der Ein-Punkt-Kalibrierung messtechnisch gute Ergebnisse und trägt dazu bei, die Sensorgenauigkeit deutlich zu erhöhen.

5.4 Hystereseverhalten bei direktem piezoelektrischen Effekt

Aufgrund extrinsischer Domänenanteile ergibt sich bei der aktorischen Verwendung eines Piezoelements unter elektrischer Feldansteuerung ein stark hysteresebehaftetes Signalverhalten. Die Hysterese steigt bei zunehmender Spannung in der Regel an [Cer 14]. Abb. 34, rechts, zeigt die Schmetterlingskurve, welche die schematische Darstellung dieses Signalverhaltens im Aktorbetrieb darstellt (vgl. Kapitel 2.3.2). Bei zunehmender und konstanter Erhöhung der elektrischen Feldstärke resultiert ein ansteigend nichtlineares Dehnungsverhalten des Piezoaktors aufgrund von 90° - und 180° -Domänen-Umklappvorgängen. In Kapitel 5.2 konnte ein nichtlineares Verhalten der Messgröße im Sensorbetrieb unter mechanischer Belastung nachgewiesen werden. Das zeigte sich bereits bei geringen mechanischen Spannungen von > 20 MPa.

Im Folgenden werden die Messdaten unterschiedlicher Versuche des Kapitels 5.2, des Kapitels 5.6 sowie des Kapitels 5.8 hinsichtlich des Hystereseverhaltens im Kraft-Ladungs-Signal ausgewertet. Hierbei soll sowohl das Hystereseverhalten der elektrischen Ladung unter Krafteinwirkung, als auch das sensorische Verhalten zur Bestimmung der wirkenden Kraft untersucht werden. Aus diesem Grund sind die Diagrammachsen von Kraft und Ladung, je nach Interpretation und Argumentation, teilweise vertauscht dargestellt.

Abb. 84 zeigt, dass zwischen Kraft und elektrischer Ladung eine Hystereseschleife zwischen Be- und Entlastung vorliegt. PIC 255 zeigt, bezogen auf die Maximalkraft von 2500 N, ein deutlich stärkeres Hystereseverhalten als PIC 181. Dies kann auf die höhere Domänenbeweglichkeit und somit auf den größeren Anteil von 90° -Domänenbewegungen zurückgeführt werden. Entgegen der Darstellung von Kuhn (vgl. Kapitel 2.3.2) lässt sich erkennen, dass das Ladungs-Kraft-Verhalten einem hysteresebehafteten Verlauf unterliegt, jedoch keine Abnahme der remanenten Polarisation zwischen wenigen aufeinanderfolgenden Einzelmessungen nachzuweisen ist. Die Auswertung zeigt, dass, bezogen auf den

Messbereich von 0 N bis 1000 N, bei PIC 255 die größte Öffnung der Hysterese zwischen Be- und Entlastung bei ca. 15% liegt. PIC 181 weist mit ca. 7% eine Öffnung mit halber Größe auf. Bei Belastungskräften > 1000 N prägt sich die Hystereseöffnung immer stärker aus. Wird die Hysterese im Sensorsignal nicht berücksichtigt, folgt daraus eine Messwertverfälschung, welche prozentual gesehen der maximalen Öffnung der Hysterese entsprechen kann. Für eine Schadensakkumulation kann sich dies nachteilig auswirken, da vor allem Zwischenschwingspiele fehlerhaft erfasst werden.

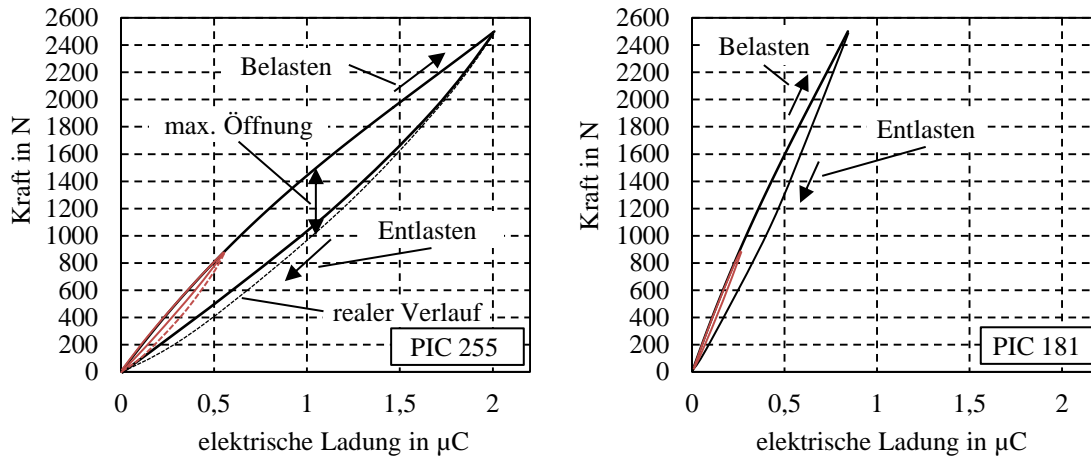


Abb. 84: Hysteresebehaftetes Kraft-Ladungs-Verhalten von PIC 255 und PIC 181, schematische Darstellung

Im Folgenden wird ein Verfahren vorgestellt, welches die Hystereseverläufe ausschließlich auf Grundlage einer rein mathematischen Approximation beschreibt. Physikalische Randeffekte, welche den Hystereseverlauf bedingen, werden in diesem Modell nicht berücksichtigt. Um ein solches Modell anwenden zu können, ist es wichtig, dass bestimmte Bedingungen erfüllt sind. Hierzu zählt, dass die Reproduzierbarkeit der Ladungsmengen des Piezosensors bei identischer Belastungskraft gegeben ist. Die Reproduzierbarkeit der Ladungsmengen konnte in einer Vielzahl von Versuchen nachgewiesen werden. Abb. 193 in Anhang A5 zeigt die sehr hohe Wiederholgenauigkeit zwischen Kraft und Ladung für eine Folge von drei identischen Belastungen. Depolarisationseffekte, wie sie unter schwingend konstanten Belastungen auftreten, werden gesondert in Kapitel 5.7 betrachtet und bleiben zunächst unberücksichtigt. Als weitere Bedingung muss eine Referenzfunktion gefunden werden, welche für verschiedene Piezosensoren in gleicher Weise gilt. Hierfür werden die Kraft-Ladungs-Hysteresen unterschiedlicher Piezoelemente miteinander verglichen. Wie aus Abb. 85, links, ersichtlich wird, zeigen die absoluten Ladungswerte der fünf ausgewählten und zuvor nicht justierten Piezoelemente Abweichungen voneinander. Abb. 85, rechts, visualisiert den Mittelwert der auf den Maximalwert normierten Hystereseschleifen der je fünf Probenkörper. Eine Skalierung auf einen beliebigen Bezugswert kann in identischer Weise auch mit dem Faktor x_q vorgenommen werden (vgl. Kapitel 5.3). Die SW der normierten Kraft-Ladungs-Hysteresen verdeutlicht, dass die Streuung um den Mittelwert sehr gering ausfällt und das Hinterlegen einer Referenzfunktion somit zielführend ist [Bet 15].

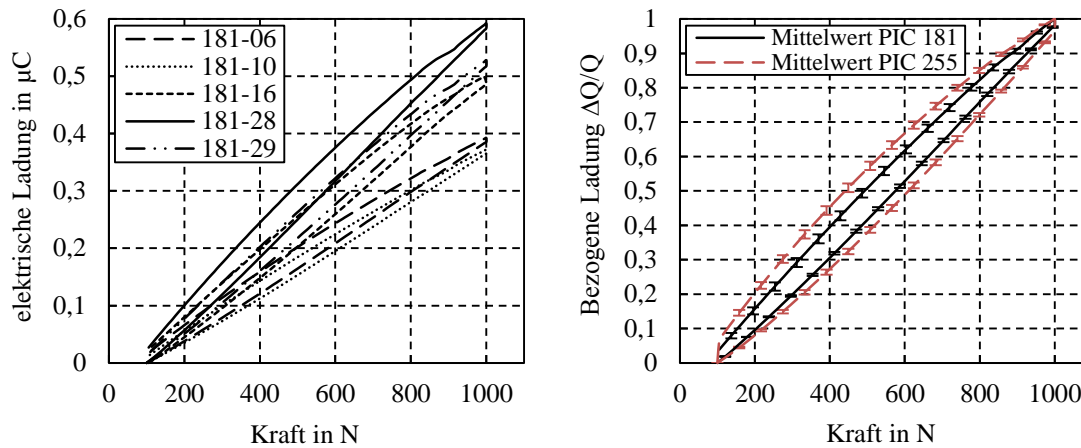


Abb. 85: Hystereseverhalten bei 1000 N Belastungskraft, mod. nach [Bet 15], links: Absolute Werte, rechts: Normierte Werte

Zudem sollten die Hysteresen unabhängig von der Belastungsgeschwindigkeit sein. Die Messergebnisse in Kapitel 5.2 zeigen, dass kein nennenswerter Einfluss zwischen Hystereserausprägung bzw. Hystereseverlauf und der Belastungsgeschwindigkeit besteht. Somit kann geschlussfolgert werden, dass das Hystereseverhalten aus dem keramischen Material resultiert und nicht auf das viskoelastische Materialverhalten der Leiterplatte oder anderer Komponenten zurückzuführen ist.

Zur mathematischen Modellierung des ferroelektrischen Hystereseverhaltens im Aktorbetrieb sind aus der Literatur bereits verschiedene Ansätze bekannt. Gnad beschreibt das Verhalten zwischen eingepprägter elektrischer Spannung und Ladung mit einem Polynomansatz dritter Ordnung. Dieser ist notwendig, um den Wendepunkt beim Auftreten der Sättigungsspannung im elektrischen Großsignalbetrieb zu erfassen (vgl. Kapitel 2.3.2, Abb. 34) [Gna 05]. In gleicher Weise kann aufgrund der Hysterese zwischen Kraft und Ladung das ferroelastische Materialverhalten zwischen mechanischer Kraft und erzeugter Ladung durch einen Polynomansatz beschrieben werden. Aufgrund der auftretenden Sättigung der Dehnung bei maximaler Druckbelastung (vgl. Kapitel 2.3.2, Abb. 35, links) sollte bei ferroelastischem Materialverhalten ebenfalls ein Polynomansatz dritter Ordnung herangezogen werden.

Bis zu einer Ansteuerkraft von 5000 N, was einer Beanspruchung der Piezokeramik von 100 MPa gleichkommt, konnten keine Sättigungseffekte im Kraft-Ladungs-Signal festgestellt werden. Dies lässt den Rückschluss zu, dass der Arbeitsbereich nur einen kleinen Anteil an der gesamten Druckbelastbarkeit der Piezokeramik darstellt (vgl. Kapitel 2.3.2). Ein Polynomansatz zweiter Ordnung ist somit ausreichend, um den Hystereseverlauf mathematisch zu erfassen. Die Auswertung der zugrundeliegenden Messergebnisse zeigt allerdings, dass ein Ansatz vierter Ordnung für PIC 255 genauere Ergebnisse bei der mathematischen Approximation erzielt. Für PIC 181 ist ein Ansatz zweiter Ordnung ausreichend. Der Hystereseverlauf des Kraft-Ladungs-Signals wird in einem Kraftbereich von 0-1050 N über den folgend aufgeführten Polynomansatz mathematisch beschrieben. Variable x definiert die gemessene Ladung als Eingangsgröße, $f(x)$ die resultierende Kraft als Ausgangsgröße. Tabelle 8 zeigt die Koeffizienten der Polynomfunktionen.

$$f(x) = a \cdot x^4 + b \cdot x^3 + c \cdot x^2 + d \cdot x \quad (5-12)$$

Koeffizient	a	b	c	d
PIC 255	-1100,2	2383,7	-1872,8	1638,3
PIC 181	0	0	-160,18	1211,1

Tabelle 8: Koeffizienten für PIC 255 und PIC 181 zur Beschreibung der mathematischen Abhängigkeit von Kraft und Ladung für Kraftbereich 0-1050 N, normiert auf $Q = 1$ bei 1050 N

Mechanische Hysteresen unterliegen bestimmten Gesetzmäßigkeiten. Sie wurden von Prandtl auf Grundlage des elastischen Materialverhaltens zusammengefasst [Pra 61]. Die durchgeführten Messungen zeigen, dass die von Prandtl formulierten Gesetze in guter Näherung für das elektromechanische Verhalten von Kraft und Ladung gelten (vgl. Anhang A5). Im Folgenden sind die von Prandtl formulierten Gesetze sinngemäß aufgeführt [Pra 61]:

1. Belastungsverläufe im x-y Diagramm, welche von einem Umkehrpunkt ausgehen, werden durch die Koordinaten dieses Umkehrpunktes eindeutig definiert.
2. Wird nach der ersten Umkehr des Belastungsverlaufs im x-y Diagramm ein weiterer Umkehrpunkt erreicht, so führt der Belastungsverlauf vom neu entsprungenen Umkehrpunkt zum ersten Umkehrpunkt zurück. Unter Bedingung symmetrischer Belastungsverläufe kann geschlussfolgert werden, dass nach einem Umkehrpunkt die Steigung im x-y Diagramm stets gleich groß ist wie zu Beginn der ersten Belastung.
3. Wird der erste Umkehrpunkt erneut erreicht, so setzt sich die Belastung entsprechend dem Verlauf fort, den sie vor dem erstmaligen Erreichen dieses Umkehrpunktes annahm, d.h. gemäß der Annahme, es habe keine Unterschleife existiert.

Gesetz drei ist in der Literatur auch als Memory-Verhalten bekannt [Hai 06]. Wie den Gesetzen zu entnehmen ist, spielt sowohl die Steigungsfunktion, als auch die Detektion der Umkehrpunkte für den Fortgang des Hystereseverlaufs eine wichtige Rolle. Um das Kraft-Ladungs-Signal zu linearisieren und eine Echtzeit-Hysteresekompensation durchführen zu können, lassen sich diese Gesetze von Prandtl in einen Rechenalgorithmus überführen.

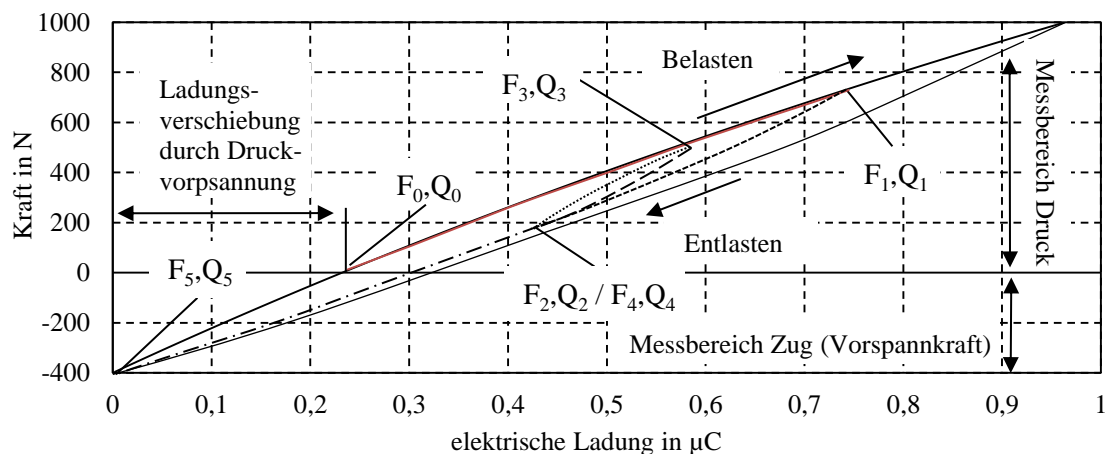


Abb. 86: Hystereseverlauf mit mehreren Unterschleifen, schematische Darstellung

Bei einer Kraftvorspannung des Piezosensors verschiebt sich die Kraft-Ladungs-Hysterese in den Druckbereich der Kraft, wodurch sich der Ladungsstartpunkt in Richtung der größeren Ladungswerte verschiebt (vgl. Abb. 86). Falls zuvor eine vollständige Kraftentlastung des Piezosensors stattgefunden hat, liegt der Startpunkt der Kraft sowohl beim Be- als auch beim Entlasten immer auf dem aufsteigenden Ast der Hystereseschleife. Das dritte Prandtl'sche Gesetz erfordert es, jeden einzelnen Umkehrpunkt zu erfassen. Die zu speichernden Werte beinhalten die resultierende Kraft und die zu diesem Zeitpunkt vorherrschende elektrische Ladung. Die Umkehrpunkte werden zur Informationsspeicherung in Stapeln abgelegt (vgl. Abb. 87).

Auch Clormann und Seeger stellen einen Algorithmus zum Zählen von Hysteresen metallischer Werkstoffe vor. Zur Veranschaulichung der Verarbeitung der Hysteresen verwenden auch sie ein Stapelmodell, um Umkehrpunkte offener Hysteresen sowie Residuen zu archivieren. In dem Hysteresemodell der vorliegenden Arbeit werden mehrere solcher Stapel benötigt, da auf die Berechnung der Hysteresen mittels polynomischer Funktionen sowie deren Streckung und Stauchung eingegangen wird. Clormann und Seeger beschreiben das Stapelmodell dagegen ausschließlich auf Grundlage der gesuchten Zielgröße, was nur einen Stapel erforderlich macht. Das grundlegende Vorgehen der Umkehrschleifenbehandlung sowie das Löschen von Stapelinträgen beim Schließen von Hysteresen sind allerdings identisch [Clo 86].

Das zweite Prandtl'sche Gesetz setzt voraus, dass der Be- und Entlastungsast immer der gleichen mathematischen Funktion folgt und eine Symmetrie der Schleifen vorliegt. Dies wird ebenfalls für innenliegende Schleifen vorausgesetzt. Die durchgeführten Messungen zeigen, dass dieses Verhalten für PIC 181 in guter Näherung zutrifft (vgl. Anhang A5). Für PIC 255 ergeben sich hingegen abweichende Verläufe, weshalb es erforderlich ist, eine Modifikation des Algorithmus vorzunehmen. Eine Berechnung der Kraft auf Grundlage von symmetrischen Schleifenästen führt zu einem starken Fehler, insbesondere bei der Behandlung von innenliegenden Hysteresenästen.

Im Folgenden wird ein mathematisches Modell entwickelt, mit welchem alle drei Gesetze von Prandtl erfüllt werden können und eine Berechnung von unsymmetrischen Hystereseschleifen ermöglicht wird. Die Berechnung der Hysteresen erfolgt mithilfe von zuvor ermittelten Funktionen $f_{\text{auf}}(x)$ und $f_{\text{ab}}(x)$, die den Kraftverlauf für den Be- und Entlastungsast für einen definierten Ladungswert beschreiben. Diese Funktionen stellen die äußeren Hüllkurven der Hysteresen dar. Die Darstellung innenliegender Hystereseschleifen wird durch Stauchen bzw. Strecken dieser Ausgangsfunktionen realisiert, wobei sich die Stauchungs- und Streckungsfaktoren aus den jeweils drei letzten Umkehrpunkten von Kraft und Ladung errechnen. Die Stauchungs- und Streckungsfaktoren werden mit der Funktion der äußeren Hüllkurve multipliziert wodurch sich die inneren Schleifenäste mathematisch beschreiben lassen. Die neu berechneten Funktionen der inneren Schleifenäste werden wiederum für die Berechnung der Stauchungs- und Streckungsfaktoren weiter innenliegender Hystereseschleifen verwendet.

Auch Gnad stellt ein mathematisches Modell für die Berechnung unsymmetrischer Hysteresen vor, welches ebenfalls auf der Idee basiert, innere Schleifenäste durch Skalierungen der äußeren Hüllkurve zu modellieren. Die Koeffizienten der Polynomfunktionen von innenliegenden Hystereseschleifen werden allerdings nicht wie bei dem hier vorgestellten

Modell durch Multiplikation mit einem Faktor bestimmt, sondern durch die Berechnung von Stützpunkten der innenliegenden Hystereseschleifen. Dieses Vorgehen erfordert die vollständige Neuberechnung der Koeffizienten der Polynomfunktionen und somit das Lösen von Gleichungssystemen, was einen erhöhten Rechenaufwand erfordert. Des Weiteren werden alle innenliegenden Hysteresen auf Grundlage der äußeren Hüllkurve berechnet [Gna 05]. Im Gegensatz dazu verwendet das hier vorgestellte Modell zur Berechnung für weiter innenliegende Hystereseschleifen immer die zuletzt berechneten Schleifenäste sowie deren Umkehrpunkte. Dieses Vorgehen führt zu einer präziseren Abbildung des realen Hystereseverhaltens des piezokeramischen Sensors.

Im Vergleich zur Behandlung symmetrischer Hysteresenäste sind für dieses Modell zwei weitere Stapel, also insgesamt vier Stapelspeicher notwendig. Diese enthalten Informationen über den aktuellen Ladungs- und Kraftwert sowie die Stauchungs- und Streckungsfaktoren zur Berechnung der nachfolgenden Hysteresenäste (vgl. Abb. 87). Mit jedem Kraftumkehrpunkt wird eine neue Speicherzeile des Stapels belegt. Die ersten drei Stapelbeiträge definieren die Start- bzw. Endpunkte der äußeren Hüllkurve und werden daher niemals aus dem Stapelspeicher gelöscht. Nach Gesetz drei ist es nicht erforderlich, Informationen über bereits geschlossene Hystereseschleifen im Stapelspeicher zu belassen. Aus diesem Grund werden die jeweils letzten beiden Stapelbeiträge gelöscht, sobald ein bereits abgelegter Kraft- bzw. Ladungswert erneut erreicht wird (vgl. Anhang A6).

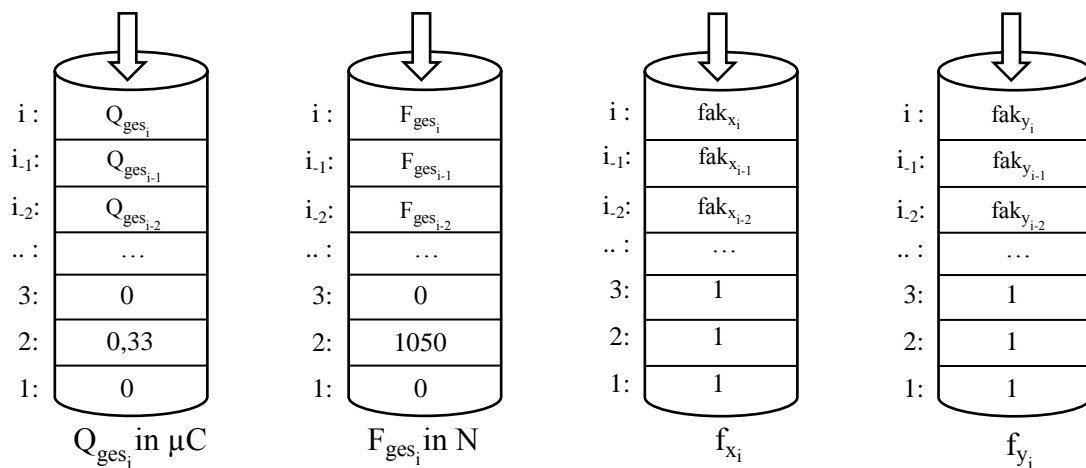


Abb. 87: Schematische Darstellung des Stapelspeicher-Modells

Den Berechnungsgrundlagen für das mathematische Modell wird ein Polynomansatz vierter bzw. zweiter Ordnung zugrunde gelegt (vgl. Formel (5-12)). Die Koeffizienten der auf- und absteigenden, äußeren Hüllkurven für PIC 255 und PIC 181 sind in Tabelle 9 abgelegt.

Koeffizient PIC 255	a	b	c	d
$f_{\text{auf}}(x)$	-1100,2	2383,7	-1872,8	1638,3
$f_{\text{ab}}(x)$	939,79	-1913,1	1694,6	321,19
Koeffizient PIC 181	a	b	c	d
$f_{\text{auf}}(x)$	0	-160,18	0	1211,1
$f_{\text{ab}}(x)$	0	127,87	0	912,07

Tabelle 9: Koeffizienten für PIC 255 und PIC 181 zur Beschreibung der mathematischen Abhängigkeit von Kraft und Ladung für den auf- und absteigenden Hystereseseast in einem Kraftbereich von 0-1050 N, normiert auf $Q = 1$ bei 1050 N

Berechnung: Ungerader Stapelindex i für aufsteigende Hystereseseäste

$$fak_{x_i} = fak_{x_{i-2}} \cdot \frac{Q_{\text{ges}_{i-1}} - Q_{\text{ges}_{i-2}}}{Q_{\text{ges}_{i-1}} - Q_{\text{ges}_i}} \quad (5-13)$$

$$fak_{y_i} = fak_{y_{i-2}} \cdot \frac{F_{\text{ges}_{i-1}} - F_{\text{ges}_i}}{F_{\text{ges}_{i-1}} - F_{\text{ges}_{i-2}}} \quad (5-14)$$

$$f_i(x) = fak_{y_i} \cdot f_{\text{auf}}(fak_{x_i} \cdot x) \quad (5-15)$$

$$f(x) = F_{\text{ges}_i} + f_i(x - Q_{\text{ges}_i}) \quad (5-16)$$

Für Formel (5-15) und (5-16) lässt sich definieren: $x = Q_{\text{ges}}$ in μC und $f(x) = F_{\text{ges}}(x)$ in N. Dabei entspricht Q_{ges} dem aktuellen Ladungswert und $F_{\text{ges}}(x)$ dem aktuellen Kraftwert.

$$f(x)_{\text{out}} = f(x) - F_0 \quad (5-17)$$

Für Formel (5-17) gilt: $f(x)_{\text{out}} = F_{\text{out}}(x)$ in N. $F_{\text{out}}(x)$ entspricht hierbei dem aktuellen Kraftwert unter Berücksichtigung von F_0 . F_0 entspricht der Kraft bei statischer Vorspannung.

Berechnung: Gerader Stapelindex i für absteigende Hystereseseäste

$$fak_{x_i} = fak_{x_{i-2}} \cdot \frac{Q_{\text{ges}_{i-2}} - Q_{\text{ges}_{i-1}}}{Q_{\text{ges}_i} - Q_{\text{ges}_{i-1}}} \quad (5-18)$$

$$fak_{y_i} = fak_{y_{i-2}} \cdot \frac{F_{\text{ges}_i} - F_{\text{ges}_{i-1}}}{F_{\text{ges}_{i-2}} - F_{\text{ges}_{i-1}}} \quad (5-19)$$

$$f_i(x) = fak_{y_i} \cdot f_{\text{ab}}(fak_{x_i} \cdot x) \quad (5-20)$$

$$f(x) = F_{\text{ges}_i} + f_i\left(\frac{Q_{\text{ges}_2}}{fak_{x_i}} + x - Q_{\text{ges}_i}\right) - f_i\left(\frac{Q_{\text{ges}_2}}{fak_{x_i}}\right) \quad (5-21)$$

Für Formel (5-21) gilt: $x = Q_{\text{ges}}$ in μC und $f(x) = F_{\text{ges}}(x)$ in N.

$$f(x)_{\text{out}} = f(x) - F_0 \quad (5-22)$$

Für Formel (5-22) gilt: $f(x)_{\text{out}} = F_{\text{out}}(x)$ in N und F_0 in N.

Eine direkte Berechnung der resultierenden Kraft mithilfe der gemessenen Ladungswerte aus den ermittelten Funktionen $f_{\text{auf}}(x)$ und $f_{\text{ab}}(x)$ ist nicht möglich. Soll der absteigende Ast

einer innenliegenden Hystereseschleife berechnet werden (z.B. 6-7), ist zunächst eine Modifikation der Ausgangsfunktion $f_{ab}(x)$ notwendig (vgl. Abb. 88).

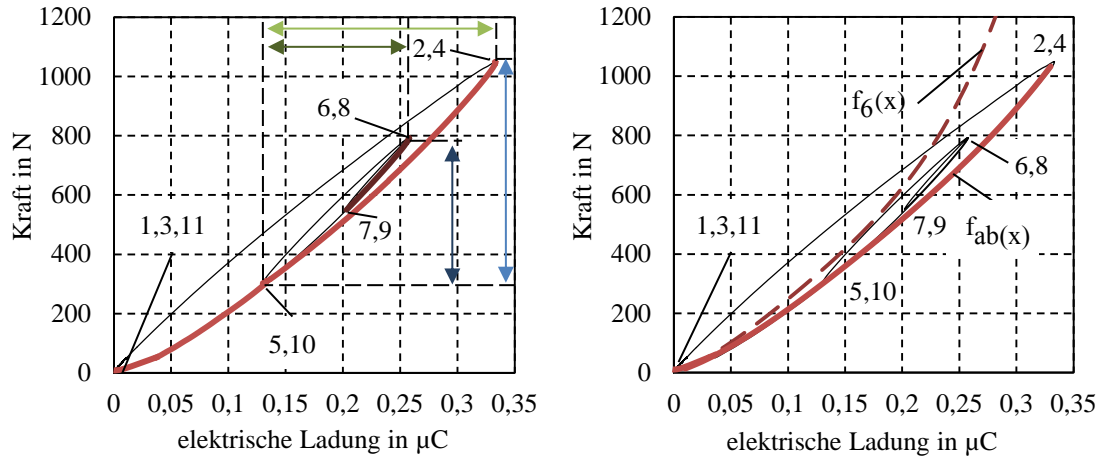


Abb. 88: Links: Umkehrpunkte und Verhältnisse zur Berechnung von $f_6(x)$, rechts: Berechnung von $f_6(x)$ mithilfe der Hüllkurve $f_{ab}(x)$ mit $x = Q_{\text{ges}}$

Die hierfür erforderlichen Stauchungs- bzw. Streckungsfaktoren ergeben sich aus den Amplitudenverhältnissen von Ladung und Kraft der beiden vorherigen Hystereseeäste, multipliziert mit dem Stauchungsfaktor des zuletzt berechneten absteigenden Hystereseaestes. Eine detaillierte Beschreibung zur Berechnung der Stauchungs- und Streckungsfaktoren ist A6 zu entnehmen. Nach Berechnung der Stauchungsfaktoren (vgl. Formel (5-18) und (5-19)) ergibt sich die neue Funktion $f_6(x)$ nach Formel (5-20) (vgl. Abb. 88, rechts).

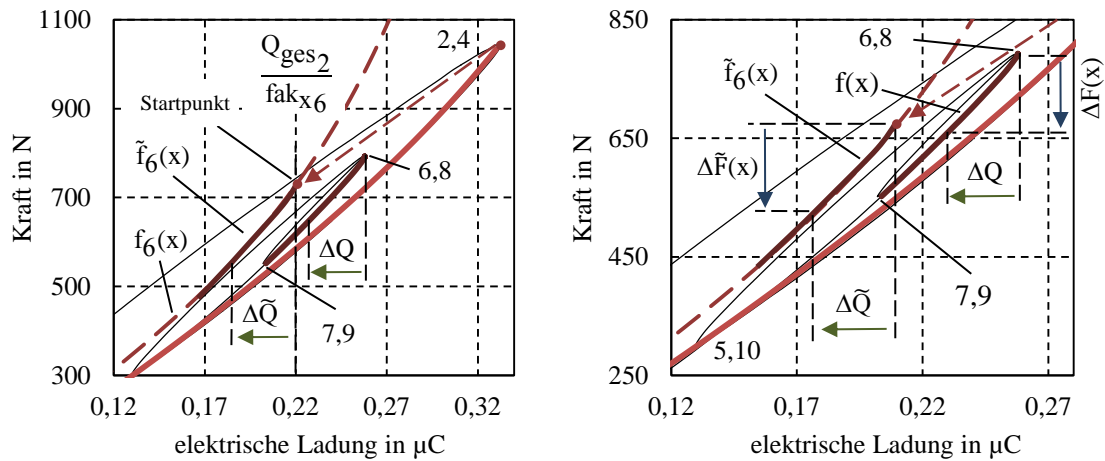


Abb. 89: Herleitung der Funktion $\tilde{f}_6(x)$ und $f(x)$ aus $f_6(x)$ mit $x = Q_{\text{ges}}$, links: Berechnung des Startpunkts auf $f_6(x)$ zur Berechnung von $\tilde{f}_6(x)$, rechts: Berechnung von $f(x)$

Da der Startpunkt der Ladung für absteigende Äste stets der verschobene Endpunkt der Grundfunktion $f_{ab}(x)$ ist, müssen die Funktionswerte mit $Q_{\text{ges}2}/f_{ak_{x6}}$ zu diesem hin verschoben werden, um die Kraft ermitteln zu können (vgl. Abb. 89, links).

$$\tilde{f}_6(Q_{\text{ges}}) = f_6\left(\frac{Q_{\text{ges}2}}{f_{ak_{x6}}} - \Delta\tilde{Q}\right) \quad (5-23)$$

$\Delta\tilde{Q}$ entspricht hierbei dem ΔQ , das sich aus der Differenz der Ladung am Anfang des momentanen Astes und des aktuellen Ladungsmesswerts ergibt:

$$\Delta\tilde{Q} = \Delta Q = Q_{\text{ges}_6} - Q_{\text{ges}} \quad (5-24)$$

Daraus folgt:

$$\tilde{f}_6(Q_{\text{ges}}) = f_6\left(\frac{Q_{\text{ges}_2}}{fak_{x_6}} - Q_{\text{ges}_6} + Q_{\text{ges}}\right) \quad (5-25)$$

Wie in Abb. 89 ersichtlich, können mit der modifizierten Funktion \tilde{f}_6 jedoch keine korrekten Absolutwerte für die Kraft berechnet werden. Wegen des gleichen Kurvenverlaufs im betrachteten Kurvenabschnitt sind jedoch die Kraftänderungen $\Delta\tilde{F}(Q_{\text{ges}})$ und $\Delta F(Q_{\text{ges}})$ identisch, was sich auf die Berechnung des Absolutwerts auswirkt.

$$f(Q_{\text{ges}}) = F_{\text{ges}_6} - \Delta\tilde{F}(Q_{\text{ges}}) \quad (5-26)$$

Mit Hilfe von $\Delta\tilde{F}(Q_{\text{ges}})$ lässt sich $f(Q_{\text{ges}})$ bestimmen:

$$\Delta\tilde{F}(Q_{\text{ges}}) = f_6\left(\frac{Q_{\text{ges}_2}}{fak_{x_6}}\right) - f_6\left(\frac{Q_{\text{ges}_2}}{fak_{x_6}} - Q_{\text{ges}_6} + Q_{\text{ges}}\right) \quad (5-27)$$

$$f(Q_{\text{ges}}) = F_{\text{ges}_6} - f_6\left(\frac{Q_{\text{ges}_2}}{fak_{x_6}}\right) + f_6\left(\frac{Q_{\text{ges}_2}}{fak_{x_6}} - Q_{\text{ges}_6} + Q_{\text{ges}}\right) \quad (5-28)$$

Analog lassen sich die Funktionen für den aufsteigenden Hystereseaast $f(x)$ nach Formel (5-21) herleiten. Diese vereinfachen sich, da der Startpunkt Q_{ges_2} durch Q_{ges_1} ersetzt wird. Aufgrund der Kontinuität der ersten drei Stapeleinträge beträgt der numerische Wert von Q_{ges_1} immer null, weshalb Formel (5-21) zu Formel (5-16) vereinfacht werden kann. Das Vorgehen bei statischer Vorspannung ist Anhang A6 zu entnehmen.

Auch symmetrische Hystereseaäste können mit diesem Modell berechnet werden. Eine Berechnung der Stauchungs- und Streckungsfaktoren ist allerdings nicht erforderlich, weshalb fak_{x_i} und fak_{y_i} für alle Schleifenäste den Wert 1 annehmen. Daraus folgt, dass insgesamt nur zwei Stapelspeicher benötigt werden.

Die Umsetzung des Algorithmus erfolgt mithilfe der Software Datalab in der Programmiersprache C#. Abb. 90 zeigt den Vergleich zwischen aufgebrachter und der durch den Berechnungsalgorithmus simulierten Hystereseschleife zwischen Kraft und Ladung.

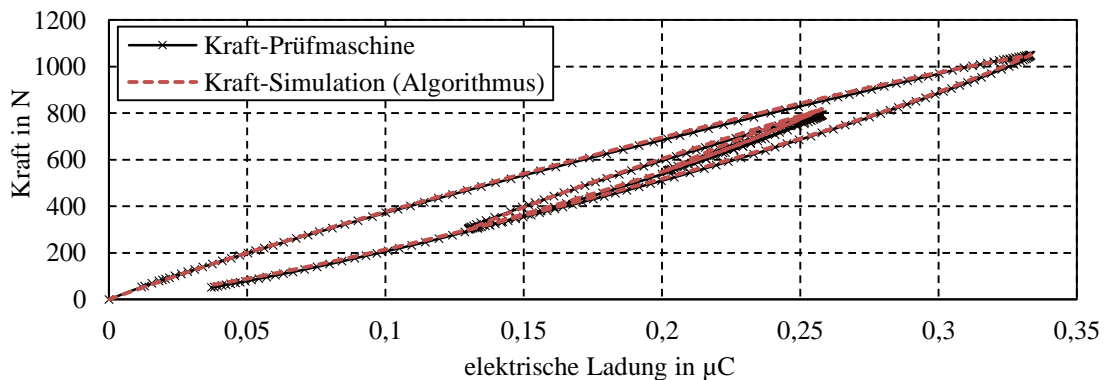


Abb. 90: Vergleich zwischen aufgebrachter und simulierter Kraft für PIC 255

Abb. 90 verdeutlicht, dass die Kraft, welche durch eine Simulation mithilfe des Hysteresealgorithmus aus der Ladung berechnet wird, mit der aufgebrachten Kraft der Prüfmaschine nahezu übereinstimmt. Dieses Verhalten zeigt sich ebenfalls in Abb. 91, in welcher zu erkennen ist, dass die gemessene Ladung des Piezosensors im Vergleich zur aufgebrachten Kraft teilweise starke Abweichungen aufweist. Durch das Anwenden des Algorithmus wird diese Abweichung annähernd vollständig kompensiert.

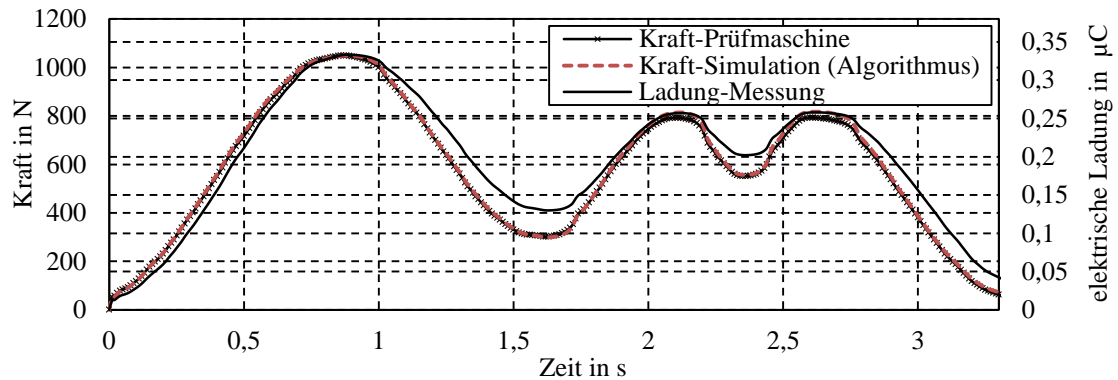


Abb. 91: Vergleich zwischen gemessener Ladung, aufgebrachter Kraft und simulierter Kraft für PIC 255

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass sich das ferroelastische Hystereseverhalten keramischer Piezowerkstoffe, wie es in der Literatur beschrieben wird, bestätigen lässt. Positiverweise folgen die Zusammenhänge zwischen Kraft und Ladung definierten Gesetzmäßigkeiten, welche geschwindigkeitsunabhängig sind und daher eine Berechnung durch einen mathematischen Algorithmus zulassen. Die berechneten Kraftwerte können für Messzwecke somit sehr gut linearisiert werden, was die Berechnung von absoluten Kraftwerten auch für komplexere Kraft-Last-Folgen realisierbar macht. Hierbei muss dennoch beachtet werden, dass die Ladung integrativ bestimmt wird. Bei langer Messdauer führen selbst kleinste Abtastfehler zu starken Fehlern in den integrierten Ladungswerten. Das integrative Messverfahren auf Grundlage dieses Sensortyps eignet sich daher insbesondere für regelmäßige und wiederkehrende Kraft-Zeit-Verläufe, bei denen das Ladungssignal nach definierten Zeiträumen mit einem Referenzwert abgeglichen werden kann. Auf diese Weise können Messfehler minimiert werden.

5.5 Einfluss der Belastungsfrequenz auf die Reproduzierbarkeit der erzeugten Ladung

In Kapitel 5.1.2 konnte nachgewiesen werden, dass zwischen Be- und Entlastungszyklus eine nicht identische Ladungsmenge generiert wird. Die Entlastung erzeugt, im Vergleich zur Belastung, bei PIC 255 eine um 2-4% reduzierte Ladungsmenge, bei PIC 181 hingegen eine um ca. 1-2% reduzierte Ladungsmenge. Zurückzuführen ist dieser Effekt auf das in Kapitel 5.4 beschriebene Hystereseverhalten des Kraft-Ladung-Zusammenhangs und die verwendete Vorkraft von 50 N. Zu untersuchen ist, wie sich dieser Effekt bei höheren Frequenzen auswirkt. Unter Umständen führt eine erhöhte Belastungsfrequenz, aufgrund einer irreversiblen Rückverschiebung von Dipolen innerhalb der Prüfzyklen, zu einer Verstärkung des festgestellten Effekts. Da es sich bei den zuvor durchgeführten Messungen um Einzelmessungen handelt, soll das Verhalten bei einer Belastungsfrequenz von 2,5 Hz untersucht werden (vgl. Abb. 92).

Die Auswertung der Messdaten zeigt, dass bei der Entlastung keine reduzierte Ladungsmenge generiert wird. Sowohl bei PIC 255, als auch bei PIC 181 liegt die Differenz zwischen Be- und Entlastung bei unter 1%.

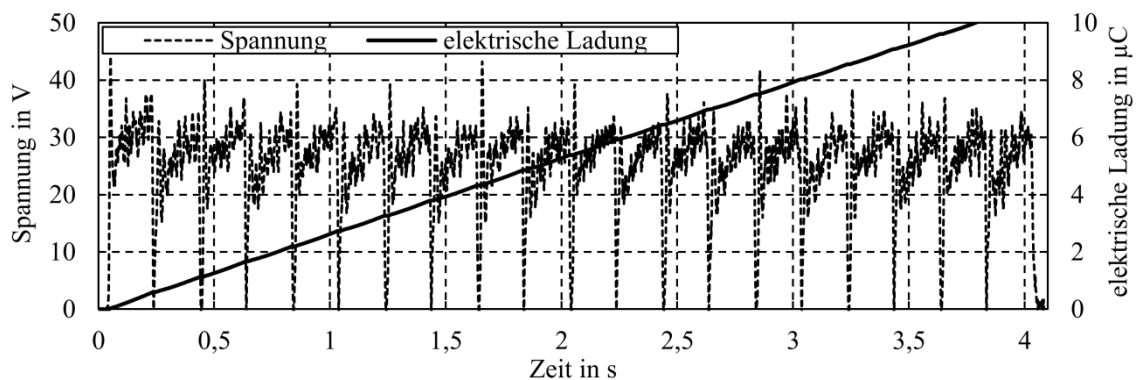


Abb. 92: PIC 255, erzeugte elektrische Ladung und Spannung für zehn aufeinanderfolgende Belastungen, Belastungskraft 1000 N, Belastungsgeschwindigkeit 5000 N/s

Somit werden die Abweichungen der generierten Ladung durch eine erhöhte Belastungsfrequenz bis 2,5 Hz nicht verstärkt. Verglichen mit den Erkenntnissen aus Kapitel 5.2 sowie Kapitel 5.4 kann festgehalten werden, dass sich die absolute Ladungsmenge zwischen der ersten und zweiten Belastung verringert. Dieses Verhalten kann durch das mechanische Hystereseverhalten zwischen Kraft und Ladung begründet werden, weshalb nach einer Lastumkehr der jeweils vorletzte Lastumkehrpunkt angestrebt wird. Das bedeutet, dass die Ladung nach einem Lastwechsel den vorherigen Ladungswert anstrebt. In den zuvor durchgeführten Einzelmessungen ist dies aufgrund der Vorkraft von 50 N nicht möglich, was die höhere Abweichung der Ladung zwischen Be- und Entlastung erklärt.

Abschließend kann aus den Messergebnissen geschlossen werden, dass kein frequenzabhängiges Hystereseverhalten in dem betrachteten Frequenzbereich bis 2,5 Hz vorliegt. Die geringen messbaren Ladungsdifferenzen von ca. 1% zwischen Be- und Entlastung lassen sich durch innere Reibungsverluste erklären, welche durch das Wiederaufstellen und Rückverschieben der Domänen-Strukturen bedingt sein können.

5.6 Temperaturverhalten der piezoelektrischen Ladungskonstante

Der Temperatureinsatzbereich von Prothesenkomponenten liegt zwischen -10°C und 60°C , wobei Werte von unter 0°C in der Regel selten erreicht werden. Eine kritische Temperaturgrenze für piezokeramische Werkstoffe ist die Curietemperatur T_C . Bei dieser erfolgt die Umwandlung des Kristallgitters von einer Mischung aus rhomboedrischen und tetragonalen Strukturen in eine kubische Struktur. Um piezokeramischen Werkstoffen ihre Funktion zu verleihen, wird während des Abkühlvorgangs und während der Unterschreitung der Curietemperatur ein permanent hohes elektrisches Feld angelegt. Nach diesem Abkühlvorgang und dem Entfernen des elektrischen Feldes bleibt die Ausrichtung der Dipole zu einem großen Teil erhalten (vgl. Kapitel 2.2) [Ste 13]. Sobald die Keramik auf Temperaturen oberhalb von T_C erhitzt wird, erfolgt eine irreversible Zerstörung der Ausrichtung der Dipole. Die Piezokeramik verliert somit ihre Funktionalität. Um die Polarisierung der Dipole dauerhaft aufrecht zu erhalten, sollte die halbe Curietemperatur nicht überschritten werden [Ste 13] [Sch 03]. Der Einsatzbereich von Prothesenkomponenten unterschreitet die Curietemperatur, welche bei ca. 330°C liegt, deutlich. Daher ist eine temperaturbedingte Depolarisation für die folgenden Untersuchungen nicht relevant und somit vernachlässigbar. Allerdings muss eine reproduzierbare Ladungserzeugung in dem vorgesehenen Temperatureinsatzbereich realisierbar sein. Daher wird im Folgenden der Einfluss der Temperatur auf die piezoelektrische Ladungskonstante d_{33} untersucht. Die Messung erfolgt in einer klimatisierten Prüfkammer bei einer Luftfeuchtigkeit von ca. 30% (vgl. Abb. 93).

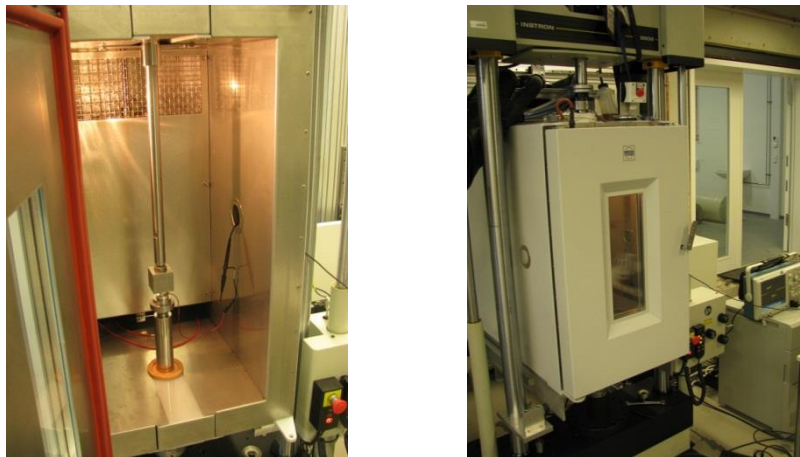


Abb. 93: Links: Sicht in Prüfkammer, rechts: Sicht auf Prüfkammer und Prüfmaschine

Die Messung wird in zwei voneinander unabhängige Messreihen unterteilt. Bei der ersten Messreihe erfolgt der Abkühlvorgang auf eine Temperatur von -30°C . An diesem Punkt erfolgt die erste Messwertaufnahme. Anschließend erfolgt der Aufheizvorgang in Temperaturintervallen von $\Delta 10^{\circ}\text{C}$ bis zu dem Maximalwert von 40°C . Bei dieser Messreihe wird Kondenswasser durch das Aufschmelzen gebildeter Eiskristalle um den Nullpunkt hervorgerufen. Bei der zweiten Messreihe erfolgt zunächst der Aufheizvorgang auf 40°C . An diesem Punkt wird die erste Messwertaufnahme durchgeführt. Anschließend erfolgt der Abkühlvorgang in Temperaturintervallen von $\Delta 10^{\circ}\text{C}$ bis zu einem Minimalwert von -30°C . Hierbei wird keine Bildung von Kondenswasser hervorgerufen. Vor Beginn der Messreihen wird jeweils die piezoelektrische Ladungskonstante bei einer Referenztemperatur von

$23 \pm 2^\circ\text{C}$ bestimmt. Messreihe 1 wird mit je einem Piezoelement durchgeführt (PIC 255 und PIC 181). Messreihe 2 wird zur Beurteilung der Reproduzierbarkeit der Messergebnisse mit je drei Piezoelementen durchgeführt. Die Belastungskräfte betragen 1000 N.

Im Folgenden wird die Abweichung der piezoelektrischen Ladungskonstante in Abhängigkeit der Temperatur berechnet. Abb. 94 zeigt die temperaturabhängige und prozentuale Abweichung von d_{33} bezogen auf den Referenzwert bei einer Temperatur von $23 \pm 2^\circ\text{C}$.

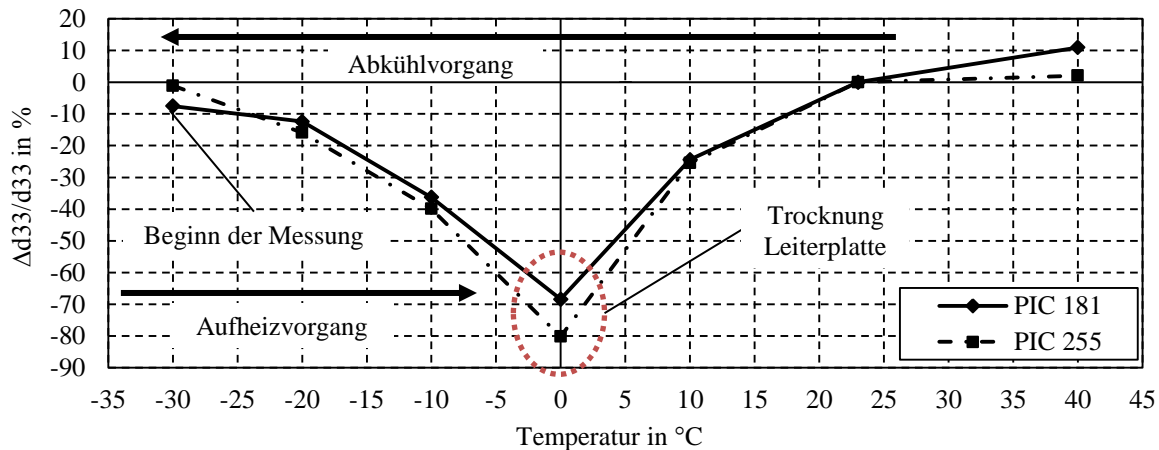


Abb. 94: Einfluss der piezoelektrischen Ladungskonstante d_{33} auf die Temperatur unter Berücksichtigung der Bildung von Kondenswasser, Messreihe 1

Abb. 94 zeigt, dass der Wert der piezoelektrischen Ladungskonstante bei -30°C , im Vergleich zum Referenzwert bei 23°C , um ca. -2% bis -6% abweicht. Die darauffolgenden Messwerte zeigen einen starken Abfall der erzeugten Ladungsmenge bis hin zu einer maximalen prozentualen Abweichung von -85% bei 0°C . Während des Messvorgangs im Temperaturbereich $< 0^\circ\text{C}$ konnte eine starke Eiskristallbildung festgestellt werden, welche bei einer Temperatur um 0°C zur Bildung von Kondenswasser auf der Leiterplatte führte. Nach der Messwertaufnahme bei 0°C erfolgte eine Trocknung der Vorrichtung und der Leiterplatte. Wie Abb. 94 zeigt, resultiert aus einer weiteren Erhöhung der Temperatur eine geringere prozentuale Abweichung vom Referenzwert der piezoelektrischen Ladungskonstante. Schlussfolgernd führen bereits geringe Mengen an Feuchtigkeit auf der Leiterplatte zu einer starken Beeinflussung des Sensorsignals. Für den Aufbau eines Messsystems muss daher eine entsprechende Isolierung der Sensoreinheit vorgesehen werden.

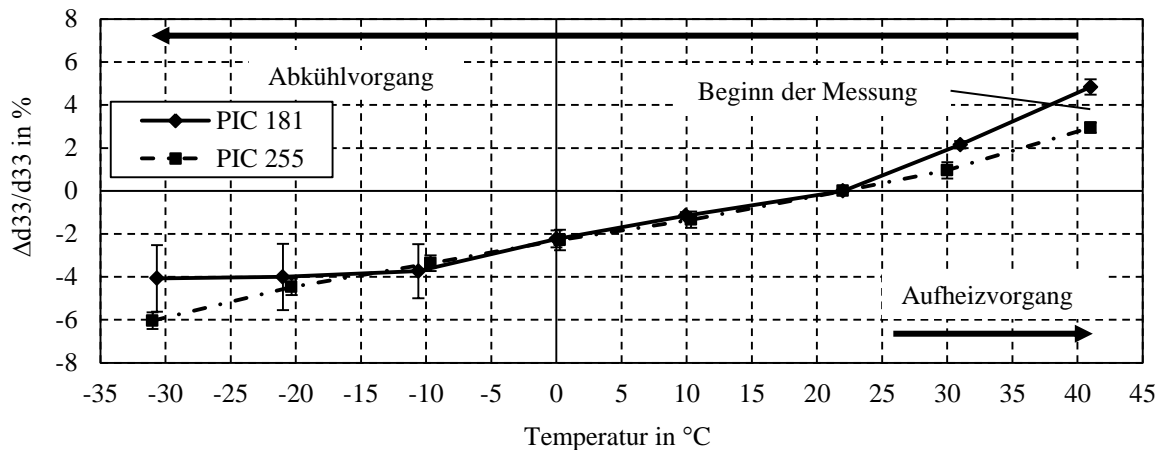


Abb. 95: Einfluss der piezoelektrischen Ladungskonstante d_{33} auf die Temperatur ohne Bildung von Kondenswasser, Messreihe 2

Abb. 95 zeigt die Abweichung der piezoelektrischen Ladungskonstante zum Referenzwert bei 23°C für Messreihe 2. Abweichend zu Messreihe 1 zeigt sich ohne Feuchtigkeit auf der Leiterplatte ein annähernd linearer Zusammenhang von d_{33} in Abhängigkeit der Temperatur. Die mittlere Abweichung liegt, bezogen auf den minimalen Temperaturwert von -30°C, bei ca. -4% bis -6%. Für den maximalen Temperaturwert von 40°C beträgt die Abweichung zum Referenzwert ca. 3% bis 5%. Eine Korrektur des Temperatureinflusses kann durch einen temperatur- und materialabhängigen Multiplikator erfolgen. Dieser kann in gleicher Weise wie Faktor x_q auf die gemessene Ladungsmenge angewendet werden (vgl. Kapitel 5.3). Hierzu müsste ein Temperatursensor vorgesehen werden, welcher die Umgebungstemperatur in unmittelbarer Nähe der Sensoren erfasst. In dem Temperaturbereich von 0°C bis 40°C ist die prozentuale Änderung von d_{33} verhältnismäßig gering, weshalb diese Maßnahme für das Anwendungsfeld der Prothetik nicht notwendig erscheint. Zur Minimierung von Umwelteinflüssen auf das Messsignal sollte eine Gas- sowie Feuchtigkeitsisolierung der Sensorik vorgesehen werden.

Der Verlauf der Kraft-Ladungs-Hysterese zeigt ebenfalls eine Temperaturabhängigkeit, welche sich in Abhängigkeit des piezokeramischen Werkstoffs unterschiedlich stark ausprägt. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Abb. 96 in normierter Form dargestellt.

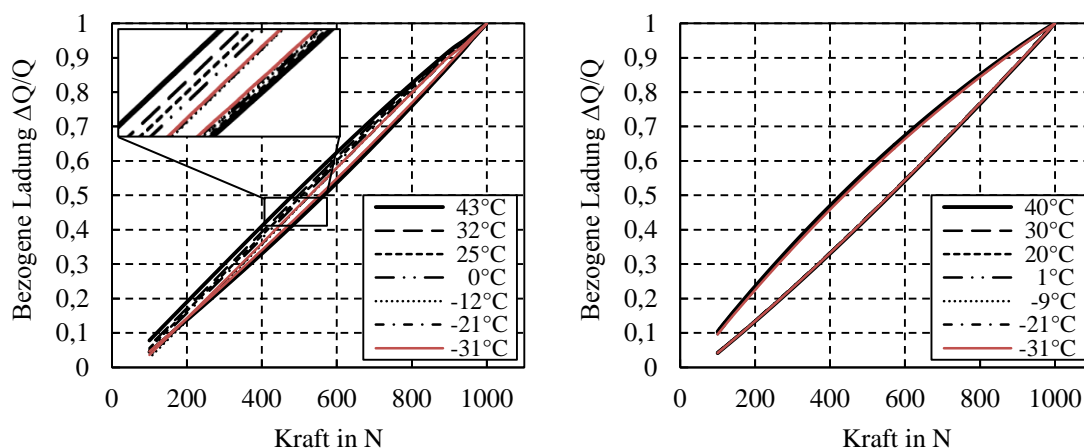


Abb. 96: Änderung der Hystereseform in Abhängigkeit der Temperatur, links: PIC 181, rechts: PIC 255

Hierbei zeigt die Hysterese von PIC 181 eine deutliche Abhängigkeit von der Temperatur. Bei Senkung der Temperatur stellt sich diese durch eine geringere Öffnung dar, weshalb sich der Zusammenhang von Kraft und Ladung einem linearen Verlauf annähert. Weiterhin fällt auf, dass sich nur der absteigende Ast der Hysterese temperaturbedingt ändert. Der aufsteigende Ast zeigt über alle Temperaturbereiche hinweg einen sehr einheitlichen und stabilen Verlauf. In einem Temperaturbereich von 0°C bis 30°C ist die Abhängigkeit zwischen Hystereseform und Temperatur dennoch zu vernachlässigen, da die Formänderung erst bei höheren bzw. niedrigeren Temperaturen verstärkt einsetzt. Für Temperaturbereiche < 0°C ist der Verlauf des absteigenden Astes annähernd identisch. Im Vergleich zu PIC 181 zeigt PIC 255 einen sehr stabilen und gleichbleibenden Hystereseverlauf in Abhängigkeit der Temperatur. Da Prothesenkomponenten den überwiegenden Teil der Tragedauer bei Raumtemperatur eingesetzt werden und eher selten über einen längeren Zeitraum sehr hohen bzw. niedrigen Temperaturen ausgesetzt sind, ist der Messfehler dieses Randeffekts zu vernachlässigen. Aus diesem Grund wird der Einfluss der Temperatur auf die Hysterese in dieser Arbeit nicht weiter berücksichtigt.

5.7 Einfluss mechanisch-schwingender Druckbelastungen auf die remanente Polarisation

Mechanisch induzierte Spannungen können eine Zerstörung der Dipolstruktur der Piezokeramik zur Folge haben. Um ein möglichst gleichbleibendes Sensorsignal über die geforderte Anzahl von Lastzyklen zu ermöglichen (vgl. Kapitel 4.3), ist es notwendig, die Piezoelemente nicht über die mechanische Depolarisationsspannung hinweg zu beanspruchen. Um diese Spannung für die Piezoelemente zu bestimmen, werden die Elemente mit unterschiedlich hohen, schwingenden Belastungskräften, in Form von Rechteckkollektiven, bis zu $2,5 \cdot 10^6$ Lastzyklen belastet. Zudem kann die konstruktive Gestaltung des Messadapters dazu führen, dass in den Randbereichen der Piezokeramik erhöhte mechanische Spannungen auftreten. Die Auswirkung dieser Kantenpressung auf die Dipolstruktur und das Depolarisationsverhalten soll mittels exzentrischer Belastungen untersucht und bewertet werden.

Aufgrund des verwendeten Resonanzprüfstands und der dadurch erforderlichen Einschwingzeit, ist es nicht möglich, Messwerte ab dem ersten LW aufzuzeichnen. Die erste valide Messwertaufnahme erfolgt daher bei einer Zykluszahl von 400, da die Prüfmaschine ab diesem Zeitpunkt eine schwingend konstante Belastungskraft aufbringt. Im Allgemeinen folgt der Alterungsprozess von Piezokeramiken durch die Abnahme der remanenten Polarisation einer logarithmischen Funktion [Heg 08]. Dies gilt sowohl für die sensorische Anwendung, als auch für den Betrieb als Aktor [Cer 14]. Abb. 97 zeigt das Depolarisationsverhalten der Piezoelemente unter zentrischer sowie schwingend konstanter Belastungskraft. Hierbei ist festzustellen, dass das Depolarisationsverhalten der Piezoelemente ebenfalls einer logarithmischen Funktion folgt.

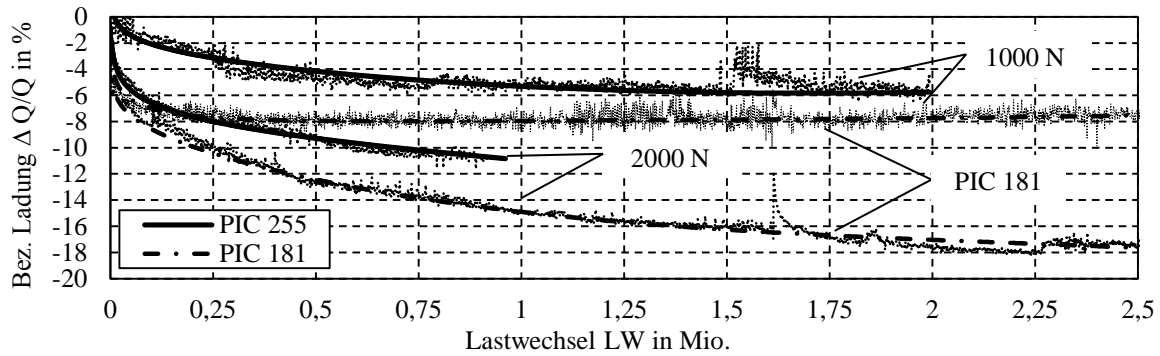


Abb. 97: Prozentuale Abnahme der Ladung unter zentrischer Belastung für PIC 255 und PIC 181 bei einer Belastungskraft von 1000 N und 2000 N

Sowohl bei PIC 255 als auch bei PIC 188 findet bereits bei geringen Belastungskräften von $1000 \text{ N} \triangleq 20 \text{ MPa}$ ein zyklischer Abfall der generierten Ladung statt. Die Ausgabe eines konstanten Messsignals bei gleichbleibender Belastungskraft ist daher nicht realisierbar. Nach einer unterschiedlichen Anzahl von LW stellt sich ein annähernd konstanter Ladungswert ein. Dieser Zustand ist bei PIC 181 nach etwa $2,5 \cdot 10^5$ LW erreicht. Bei PIC 255 tritt dieser Zustand ab ca. $2 \cdot 10^6$ LW auf. Dies zeigt sich insbesondere unter logarithmischer Skalierung (vgl. Abb. 98). Bei einer größeren Belastungskraft von 2000 N ist innerhalb der abgetesteten LW bei beiden Materialien kein stabiler Ladungszustand erreichbar. Diese Tatsache stützt die Erkenntnis, dass größere Lasten eine stärkere Depolarisation zur Folge haben.

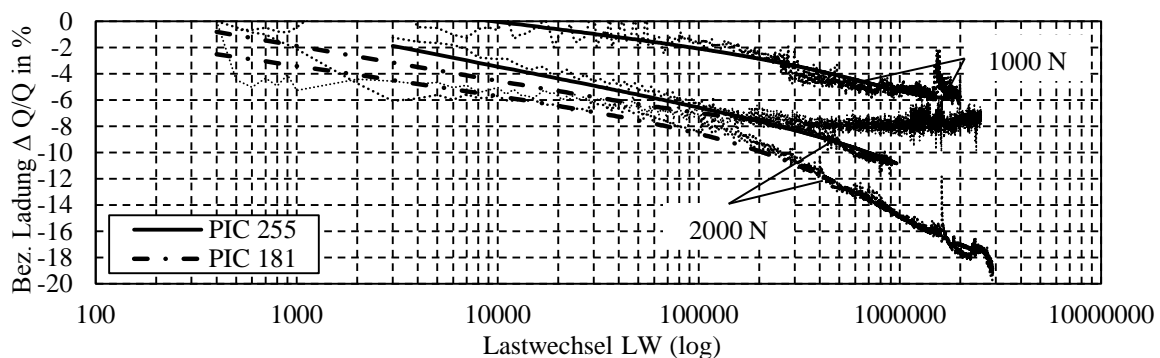


Abb. 98: Prozentuale Abnahme der Ladung unter zentrischer Belastung für PIC 255 und PIC 181 bei einer Belastungskraft von 1000 N und 2000 N

Des Weiteren ist festzustellen, dass der prozentuale Ladungsabfall bei PIC 181 ca. 2% größer ausfällt als bei PIC 255. Dies widerspricht den Messergebnissen aus Kapitel 5.2, wodurch nachgewiesen werden konnte, dass die Depolarisation von PIC 255 bei vergleichbaren Kräften zwischen 3750 N bis 5000 N stärker ausgeprägt ist als bei PIC 181. Wie in Kapitel 5.8 näher erläutert wird, liegt dies an den zu Beginn nicht aufgezeichneten 400 LW, da insbesondere bei PIC 255 der größte Polarisationsabfall während dieser Phase stattfindet.

Die Wiederholmessung zeigt, dass der prozentuale, zyklische Ladungsabfall unter zentrischer Beanspruchung reproduzierbar ist (vgl. Abb. 99). Die Ladungsverläufe liegen für PIC 181 mit einer Abweichung von $\pm 1\%$ auseinander. Für PIC 255 ergibt sich zu Beginn

der Messung eine stärkere Abweichung, allerdings verläuft der Ladungsabfall ab ca. 10^6 LW wieder nahezu identisch.

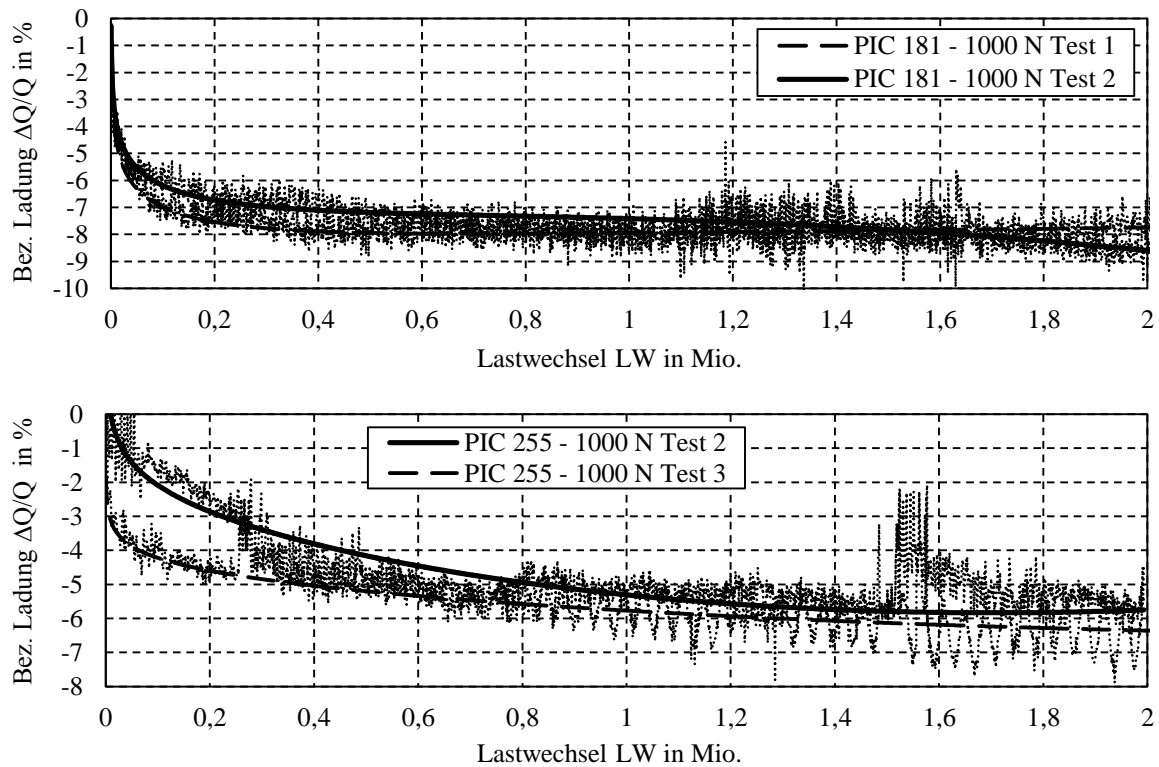


Abb. 99: Prozentuale Abnahme der Ladung unter zentrischer Beanspruchung, Wiederholungsmessung für PIC 181 (oben) und PIC 255 (unten), Belastungskraft von 1000 N

Dass eine Kantenbeanspruchung ebenfalls ein stärkeres Depolarisationsverhalten hervorruft weist Abb. 100 nach. Für beide Materialien lässt sich näherungsweise formulieren: Die Kantenbelastung bewirkt bei halber Kraft den gleichen Depolarisationseffekt, wie eine flächige Belastung bei doppelter Kraft. In jedem Fall zeigt sich durch die Kantenbelastung, im Vergleich zu einer flächigen Belastung, ein verstärkter Ladungsabfall. Aus diesem Grund sollte eine Kantenbelastung durch konstruktive Maßnahmen möglichst vermieden werden.

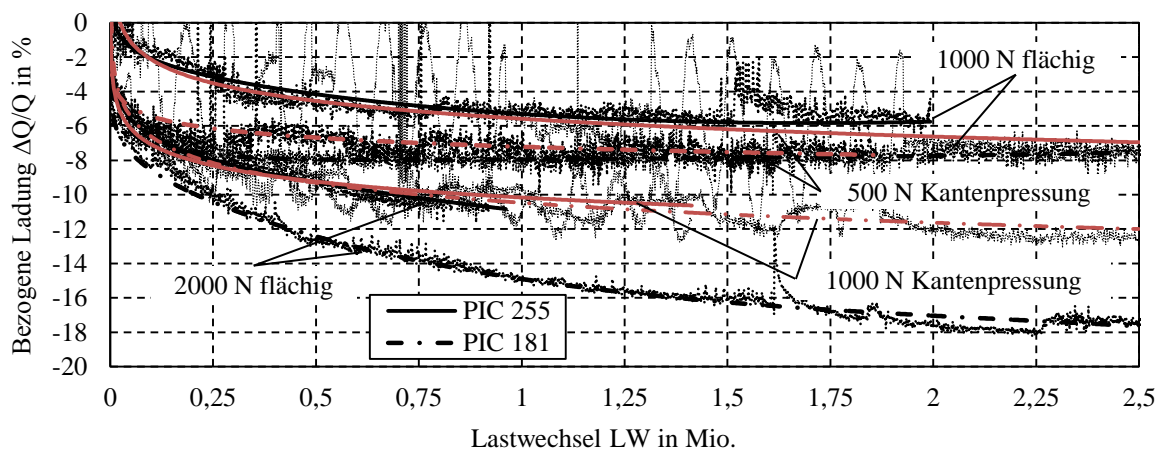


Abb. 100: Prozentuale Abnahme der Ladung unter zentrischer (schwarz) und exzentrischer (rot) Belastung für PIC 255 und PIC 181 bei einer Belastungskraft von 500 N bis 2000 N

Der Abbildung ist zu entnehmen, dass auch unter Kantenbelastung ein logarithmisches Depolarisationsverhalten vorliegt und die Annäherung an einen stabilen Depolarisationszustand zu erwarten ist. Kantenpressung kann in vielen Einbausituationen nicht vollständig vermieden werden, weshalb die Verläufe der Depolarisation in der jeweiligen Einbausituation berücksichtigt werden sollten (vgl. Kapitel 8.5).

Nach Auswertung der Messdaten kann geschlussfolgert werden, dass eine Belastung über die Grenze von 1000 N unter zentrischer Belastung und 500 N unter Kantenbelastung zu einer mechanisch induzierten Abnahme der remanenten Polarisation und somit zu einer stetig fortschreitenden Abnahme der generierten Ladungsmengen unter schwingender Belastung führt. Auch Gall konnte ein ähnliches Verhalten der Depolarisation in Epoxidharz eingebetteten PZT-Platten unter schwingender Zugbeanspruchung nachweisen. Ebenfalls zeigte sich ein lastabhängiges Verhalten der Depolarisation, welches sich bei größeren Zugbeanspruchungen verstärkt [Gal 12]. Ohne eine Kompensation führen Langzeitmessungen unter schwingender Belastung mit derartigen Sensoren zu großen Messfehlern. Um diese Fehler zu minimieren sollten Konstruktionen so ausgelegt werden, dass mechanische Spannung > 20 MPa vermieden werden (vgl. Kapitel 7). Generell empfiehlt es sich, die Belastung auf die Piezoelemente so gering wie möglich zu halten, um mechanisch bedingten Depolarisationsvorgängen und damit Messungenauigkeiten vorzubeugen.

Die durchgeführten Versuche zeigen, dass bei einer schwingenden Belastungskraft bis 1000 N ein annähernd stabiler Zustand des Ladungsabfalls erreicht werden kann. Würde man die Piezoelemente vor Messbeginn in diesen Zustand überführen, so wäre ein annähernd konstantes Messsignal zu erwarten. Dies könnte beispielsweise durch schwingende Vorbelastungen vor einer jeden Messung sichergestellt werden. Der Ladungsabfall, welcher bei anschließenden Folgezyklen stattfindet, sollte demnach deutlich geringer ausfallen. Aus wirtschaftlicher Sicht ist es allerdings nicht sinnvoll, diesen Zustand durch schwingende Belastungen in derart hoher Anzahl hervorzurufen. Vielversprechender ist es, wenn der depolarisierte Zustand durch wenige und deutlich größere Lasten herbeigeführt werden kann. Im nachfolgenden Kapitel wird das Prinzip, das im weiteren Verlauf als Voralterung bezeichnet wird, näher untersucht.

5.8 Stabilisierung des Abfalls der remanenten Polarisation durch mechanische Voralterung

In Kapitel 5.7 wurde nachgewiesen, dass eine mechanisch-schwingende Druckbelastung zu einer Degradation der generierten Ladungsmengen bei konstanter Belastungskraft führt. Insbesondere bei wenigen und sehr hohen Belastungen ist dieser Abfall stark ausgeprägt, wie aus Kapitel 5.2 abgeleitet werden kann. Die folgende Untersuchung soll prüfen, ob ein mechanisches Vorbelasten mit einer Kraft, die deutlich über den aus Kapitel 5.7 abgetesteten schwingenden Kräften liegt, dem anfänglich starken Abfall herbeiführen und zu einer anschließenden Stabilisierung der Depolarisation führen kann. Die Festlegung der hierfür notwendigen Belastungskräfte sowie der Anzahl der notwendigen LW zur Erreichung eines stabilen Depolarisationszustands ist Ziel der experimentellen Untersuchung.

Die Belastungskraft wird stufenweise von 1 kN bis 15 kN in Schritten von je 5 kN erhöht, bis ein mehrprozentiger Abfall zum Ladungs-Referenzwert des zuvor unbelasteten Pie-

zosensors detektiert wird. Die auf diese Weise ermittelte Kraft wird mit einer Anzahl von Lastwechseln aufgebracht, bei welcher sich der Ladungsendwert zum anfänglichen Ladungswert um ca. 40% reduziert. Nach diesen erfolgt die erneute Aufnahme eines Ladungs-Referenzwerts. Anschließend wird auf jeweils drei unbelastete und drei vorgealterte Elemente, identisch zum Vorgehen in Kapitel 5.7, eine schwingende Dauerbelastung aufgebracht, um die Wirksamkeit der Voralterung zu überprüfen.

Kapitel 5.7 zeigt, dass sich bei einer Belastungskraft von 1 kN für PIC 255 ein stabiler Depolarisationszustand bei ca. 5-6% einstellt. Bei PIC 181 liegt dieser Zustand bei ca. 7-8% des anfänglichen Referenzwerts. Nach Abb. 101 und Abb. 105 zeigt sich hingegen bereits während der ersten LW, bei einer Belastungskraft von 1 kN, ein deutlich stärkerer Abfall der generierten Ladung. Da die LW in Kapitel 5.7 bis zu einer Anzahl von 400 Lastzyklen nicht aufgezeichnet wurden, bestätigt dies die Vermutung, dass der größte Polarisationsabfall von PIC 255, während der ersten LW stattfindet.

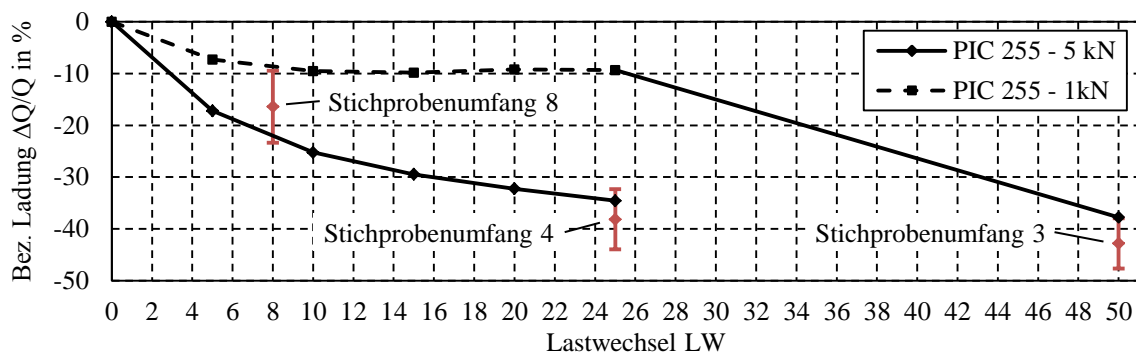


Abb. 101: Prozentuale Abnahme der Ladung unter zentrischer Belastung für 1-5 kN für PIC 255, Datengrundlage 15 Proben

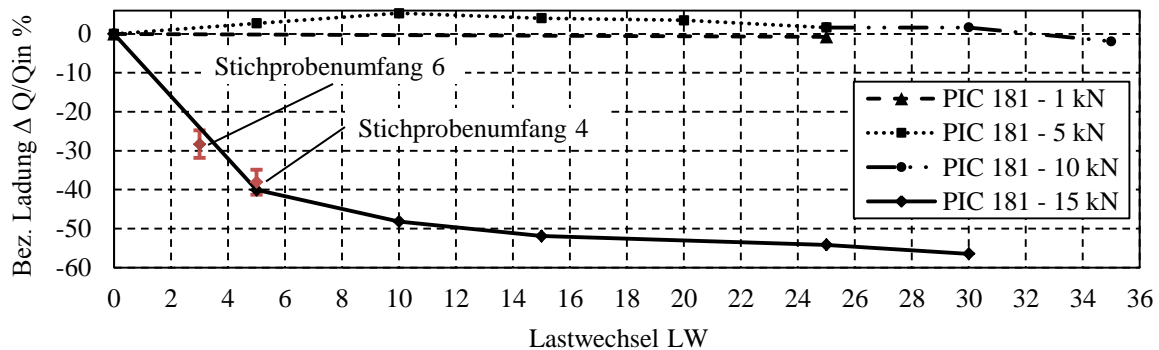


Abb. 102: Prozentuale Abnahme der Ladung unter zentrischer Belastung für 1-15 kN für PIC 181, Datengrundlage zehn Proben

Abb. 101 und Abb. 102 zeigen, dass eine mechanische Vorbeanspruchung der Sensorelemente bereits nach wenigen LW zu deutlich reduzierten, generierten Ladungen führt. Ein Depolarisationswert von bis zu -40% wird je nach Material nach einer unterschiedlichen Anzahl von LW und Belastungskräften erreicht. Für PIC 255 liegen diese bei 25 LW und einer Belastungskraft von 5 kN, für PIC 181 bei nur 5 LW und einer Belastungskraft von 15 kN. Daraus kann abgeleitet werden, dass PIC 181 im Vergleich zu PIC 255 mechanisch schwerer zu depolarisieren ist. Dies ist wiederum auf die größere mechanische Steifigkeit des Keramikmaterials zurückzuführen. In Abb. 105 ist zu sehen, dass der größte Ladungs-

abfall von PIC 255 bereits nach dem ersten LW erreicht ist. Die Standardabweichung des bezogenen Ladungsabfalls bei ca. -40% liegt bei PIC 255 mit $s = 5,8\%$ etwa doppelt so hoch wie bei PIC 181. Zudem zeigt sich bei derart hohen Belastungskräften, analog zu den Dauerschwingversuchen, ein logarithmisches Verhalten der Depolarisation.

Eine Kraft-Weg-Hysterese von PIC 255 ist in Abb. 103 dargestellt. Während der ersten drei Belastungszyklen mit einer Belastungskraft von 5 kN tritt eine bleibende Verformung von wenigen Mikrometern im Keramikmaterial auf. In den darauffolgenden 22 Lastzyklen ist keine weitere Verformung messbar. Daraus kann geschlossen werden, dass kein direkter Zusammenhang zwischen mechanischer Stauchung und elektrischer Depolarisation der Keramik besteht.

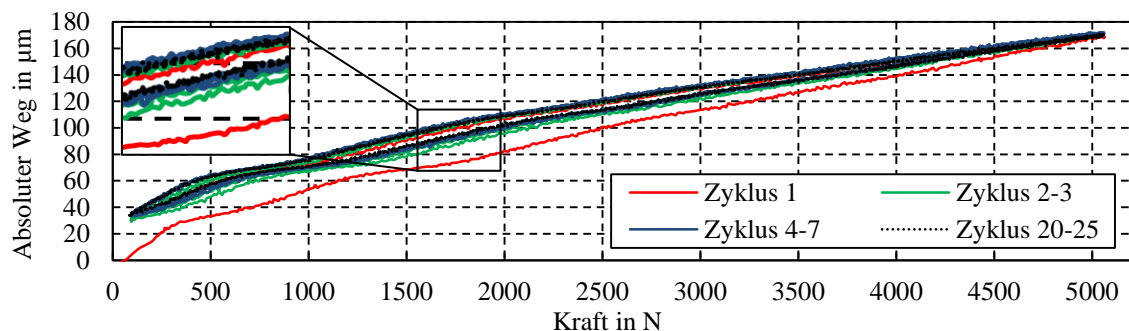


Abb. 103: Absoluter Stauchweg in Mikrometer in Abhängigkeit der Belastungskraft von 5 kN für PIC 255

Während die elektrische Depolarisation ab Zyklus 4 fortlaufend größer wird, stellt sich bei der plastischen Dehnung bereits eine konstante Stauchung ein. PIC 181 zeigt dieses Stauchverhalten bei einer Belastungskraft von bis zu 5 kN nicht. Hier tritt eine plastische Dehnung des Keramikmaterials erst bei Belastungskräften von 10-15 kN auf, was ebenfalls auf die größere mechanische Stabilität des Materials zurückzuführen ist. Aus den Ergebnissen kann abgeleitet werden, dass eine mechanische Voralterung zu Setzeffekten in der Keramik führt, welche sich bereits nach wenigen LW stabilisiert.

Eine erneute Vermessung der auf bis zu 40% depolarisierten Proben zeigt nach einer Ruhezeit von ca. zwei Wochen einen erneuten logarithmischen Ladungsabfall (vgl. Abb. 104). Dieser kontinuierliche Abfall der elektrischen Ladung konnte in Versuchen, ebenfalls nach kurzen Ruhezeiten von wenigen Stunden, nachgewiesen werden. Eine geometrische Rückverformung der bereits gestauchten Keramiken ließ sich allerdings nicht feststellen.

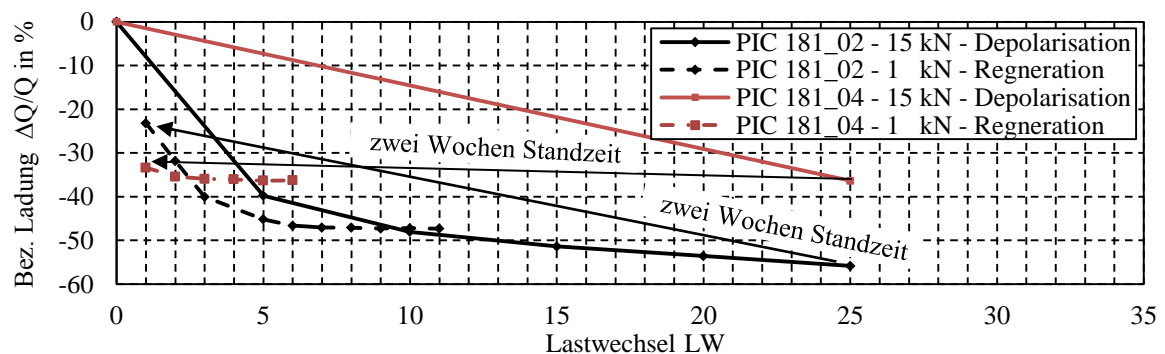


Abb. 104: Prozentuale Abnahme der Ladung unter zentrischer Belastung von 1 kN nach einem Regenerationsvorgang über eine Zeitdauer von zwei Wochen, PIC 181

Entgegen den zuvor notwendigen, hohen Belastungen sind nach dem Regenerationsvorgang und zum näherungsweise Erreichen des ursprünglichen Depolarisationswertes eine vergleichsweise geringe Belastungskraft von nur 1 kN notwendig (vgl. Abb. 104). Grundsätzlich kann die Repolarisation der Keramik und die damit verbundene Reaktivierung von bereits umgeklappten Domänenanteilen auf elastische Eigenspannungen zurückgeführt werden, welche durch die zuvor sehr hohen Belastungen eingebracht wurden. Die mechanisch entkoppelten Domänenanteile führen bei erneuter Belastung dazu, dass das ursprünglich erreichte Depolarisationsniveau von ca. 40% mit geringeren Belastungskräften erreicht werden kann.

Um das Verhalten der Depolarisation mit einer größeren Anzahl von Probenkörpern zu untersuchen werden insgesamt 14 weitere Proben mechanischen Überlasten ausgesetzt. Entgegen der vorherigen Versuche wird die Anzahl an Überlasten reduziert, um ein geringeres Depolarisationsniveau von ca. 20% zu erzeugen. Mittelwert und Standardabweichung dieser Untersuchung sind ebenfalls in Abb. 101 und Abb. 102 aufgeführt. Eine Übersicht der Messergebnisse zeigt Abb. 105, wobei das Diagramm vertikal absteigend zu lesen ist. Zunächst werden 10 LW mit einer Belastungskraft von 1 kN aufgebracht. In Abb. 105, links, sind diese LW als „Erstbelastung“ gekennzeichnet. Hierbei fällt auf, dass PIC 255 zwischen dem ersten und zweiten LW einem starken Ladungsabfall unterliegt. Darauf folgen die Überlasten mit einer Belastung von 3 x 15 kN (PIC 181) bzw. 8 x 5 kN (PIC 255). Die Ladungswerte, welche bei Einwirken der Überlasten auftreten, werden messtechnisch nicht erfasst. Die Wirkung der Überlasten ist in der Abbildung dennoch durch den starken prozentuellen Ladungsabfall erkennbar.

Nach einer anschließenden Standzeit von einer Stunde, werden abschließend weitere 10 LW mit einer Belastungskraft von 1 kN aufgebracht. Die Ladungswerte der einzelnen LW sind mit „nach Standzeit“ gekennzeichnet und auf den Ladungs-Maximalwert des ersten LW bezogen. Während einer Standzeit von einer Stunde tritt eine Repolarisation der Sensoren auf. Diese ist durch die Depolarisation, welche durch die 10 LW nach vorhergehender Standzeit erzeugt wird, erkennbar (vgl. Abb. 105, rechts).

Zunächst kann aus der Untersuchung abgeleitet werden, dass das Maß der Depolarisation, welches durch die Überlasten initiiert wird, stark schwankt (vgl. Abb. 105). Probennummer 7 und 14 (PIC 255) zeigen beispielsweise durch das Aufbringen der Überlasten einen kaum messbaren Depolarisationseffekt. Hingegen wird Probe 9 durch die Überlasten um ca. 20% depolarisiert. Bei PIC 181 zeigt sich eine stärkere Depolarisation durch die Überlasten. Der erreichte Grad der Depolarisation streut hierbei ebenfalls mit -22% bis -42% sehr stark [Bet 15].

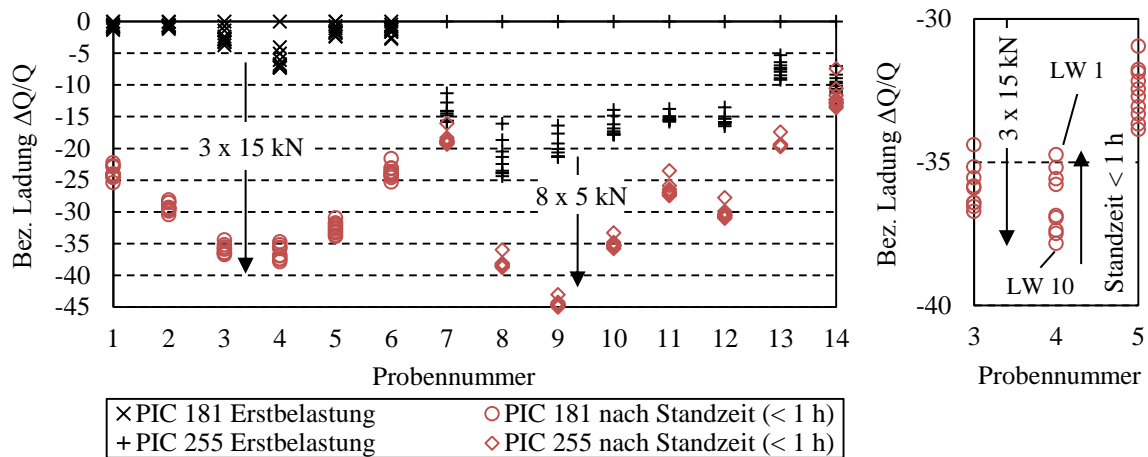


Abb. 105: Links: Depolarisation durch Überlasten für PIC 181 und PIC 255, mod. nach [Bet 15], rechts: Vergrößerte Darstellung von Probennummer 4

Bereits nach ca. einer Stunde Standzeit zeigen sich die materialbedingten Regenerationseffekte deutlich. Dies ist insbesondere bei den Probennummern 4 und 11 zu erkennen, welche um bis zu 5% repolarisieren und nach erneuten 10 LW das ursprüngliche Depolarisationsniveau nach Aufbringen der Überlasten erreichen (vgl. Abb. 105, rechts). Insgesamt zeigt sich bei allen Proben bei erneuter Belastung nach der Standzeit kein sehr stabiles Ladungsverhalten. Folglich ergeben sich für sensorische Anwendungen, bei denen längere Standzeiten vorgesehen sind, aufgrund materialbedingter Regenerationseffekte deutliche Einbußen hinsichtlich der Messgenauigkeit.

Das in Kapitel 5.3 untersuchte Hystereseverhalten zwischen Kraft und generierter Ladung wird mit den auf bis zu 40% depolarisierten Elementen sowie den nicht vorgealterten Elementen vergleichend betrachtet. Für die Anwendung des mathematischen Korrekturalgorithmus ist es wichtig, dass trotz einsetzender Depolarisation die Grundform der Hysteresen erhalten bleibt. Abb. 106 zeigt die Ergebnisse in normierter Darstellung.

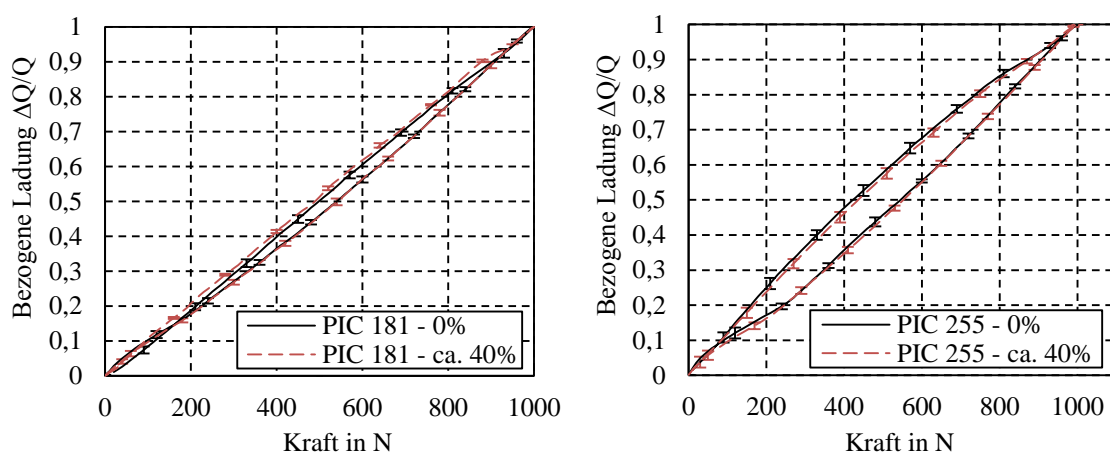


Abb. 106: Hysteresebehaftetes Kraft-Ladungs-Verhalten von PIC 255 und PIC 181 für nicht vorgealterte (0%) und vorgealterte (ca. 40%) Proben

Positiverweise ist aus Abb. 106 abzuleiten, dass eine mechanische Voralterung den Zusammenhang zwischen Kraft und Ladung nicht beeinflusst. Sowohl der MW als auch die

SW zeigen für beide Materialien und den unterschiedlichen Grad der mechanischen Voralterung einen annähernd identischen Verlauf.

Um die Effekte der Voralterung bei großer Anzahl von LW zu prüfen, werden jeweils drei Proben von PIC 181 und PIC 255 unvorbelasteter sowie auf ca. 20% vorgealterter Elemente schwingenden Lasten ausgesetzt. Das Vorgehen erfolgt analog zu Kapitel 5.7. Entgegen der Versuche in Kapitel 5.7 kann durch die Verwendung einer elektromechanischen Prüfmaschine und eines geeigneten Messverstärkers die Aufzeichnung der Ladungswerte ab dem zweiten Lastwechsel beginnen. Zwischen dem Prozess des Voralterns und dem erneuten Aufbringen schwingender Belastungen liegt eine Standzeit von mehreren Monaten.

Die Auswertung der Dauerschwingversuche zeigt, dass eine mechanische Voralterung der Sensorelemente bei derart langen Standzeiten keinen vorteilhaften Effekt auf den fortschreitenden Abfall der remanenten Polarisation aufweist. Trotz der Voralterung ist ein identischer Ladungsabfall im Vergleich zu unvorbelasteten Sensoren nachweisbar (vgl. Abb. 107, links). Diese Erkenntnis legt den Schluss nahe, dass lange Standzeiten zu einer fast vollständigen Repolarisation der Piezokeramik führen.

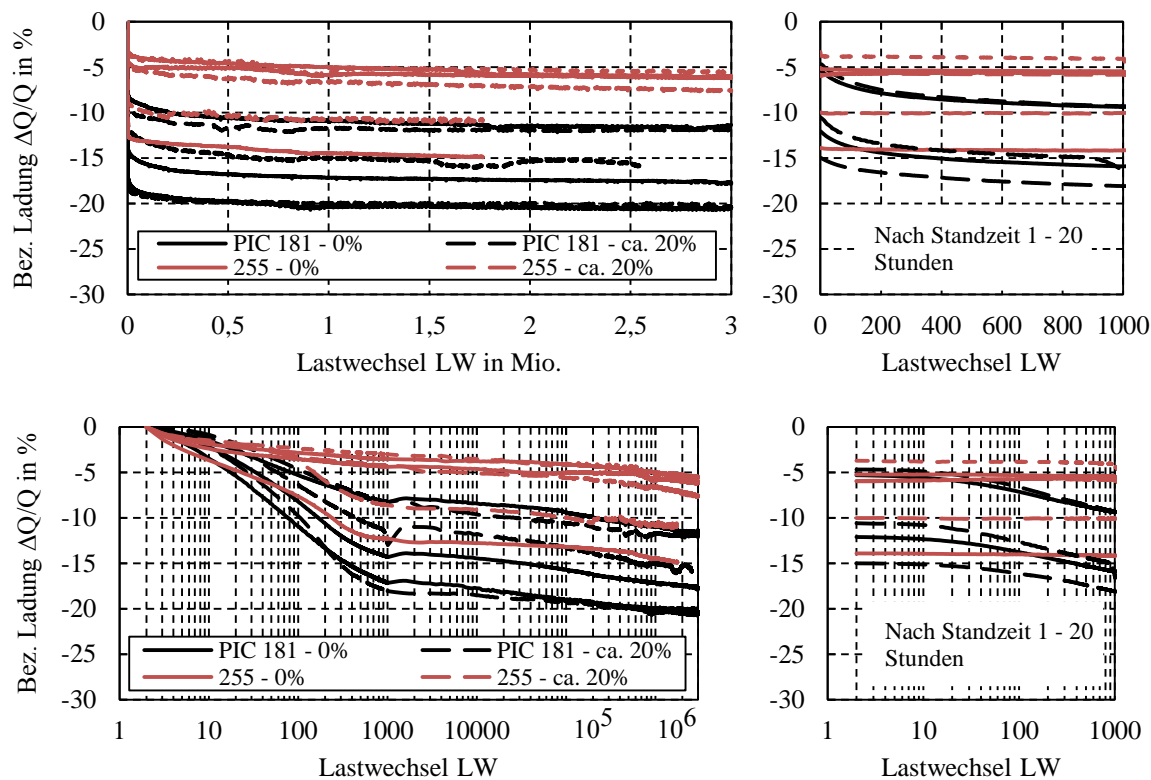


Abb. 107: Prozentuale Abnahme der Ladung unter zentrischer Belastung mit 1 kN für vorbelastete und unvorbelastete Piezokeramiken PIC 255 und PIC 181, oben: Lineare Skalierung, unten: Logarithmische Skalierung

Im Vergleich beider Materialien zeigt PIC 181 eine stärkere zyklische Depolarisation als PIC 255. Dies kann dadurch begründet werden, dass PIC 255 den stärksten Abfall der Depolarisation während der ersten zwei LW aufweist, die Ergebnisse allerdings auf den zweiten LW bezogen sind. Abb. 105 stellt den Ladungsabfall von PIC 255 zwischen dem ersten und dem zweiten LW deutlich dar. Abb. 107 rechts veranschaulicht außerdem, dass bereits nach wenigen Stunden Standzeit eine deutliche Repolarisation der Piezokeramik

einsetzt. In gleicher Weise zeigt sich in dieser Darstellung, dass PIC 255 im Vergleich zu PIC 181 über eine weniger starke Repolarisation verfügt, was erneut darin begründet liegt, dass die Versuchsergebnisse auch in dieser Darstellung auf den zweiten LW bezogen sind. Somit führt eine Voralterung in Form von Dauerbelastungen ebenfalls nicht zu dem Effekt, dass die Piezokeramik in einem dauerhaft depolarisierten Zustand verbleibt.

Um die Prüfzeiten und das Datenvolumen der Datenaufzeichnung zu minimieren, wurde ab einer Anzahl von 10^3 LW bis $2 \cdot 10^5$ LW jeder fünfhundertste LW, sowie von $2 \cdot 10^5$ bis $3 \cdot 10^6$ LW jeder weitere tausendste LW aufgezeichnet. Die Prüffrequenz wurde während der Intervalle von 1 Hz auf 20 Hz erhöht. Der Verlauf der Depolarisationskurven ab 1000 LW legt den Schluss nahe, dass die Repolarisation bereits innerhalb kürzester Zeit einsetzt. Bedingt durch den Regelalgorithmus erfolgt zwischen den Intervallen eine Standzeit von weniger als einer Sekunde. Der Verlauf der Depolarisation lässt schlussfolgern, dass bereits sehr kurzen Standzeiten zu einem fortlaufend geringeren Abfall der Depolarisation führen, wie er in Abb. 107, links, und insbesondere unter logarithmischer Skalierung sichtbar wird.

Um eine bessere Vergleichbarkeit zu den Untersuchungen aus Kapitel 5.7 zu erhalten, werden die Ergebnisse aus Abb. 107 auf eine Lastwechselzahl von 400 bezogen (vgl. Abb. 108).

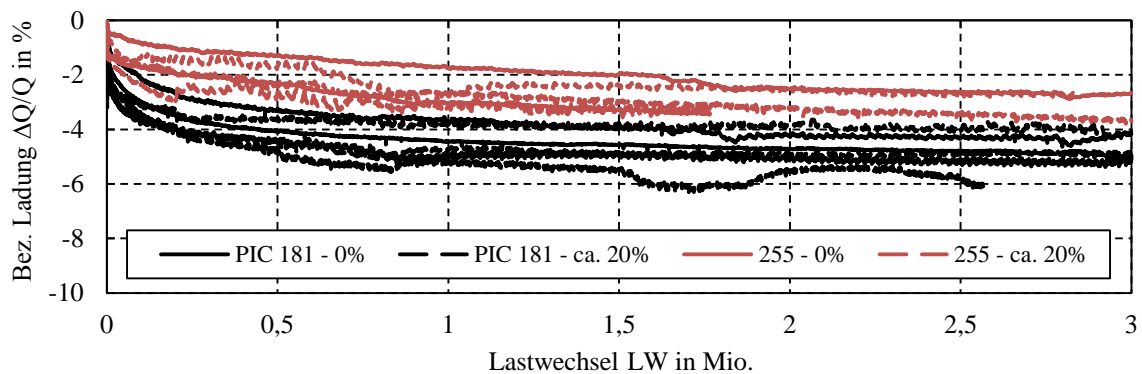


Abb. 108: Prozentuale Abnahme der Ladung unter zentrischer Belastung mit 1 kN für vorgealterte und unvorbelastete Keramiken PIC 255 und PIC 181, bezogen auf 400 LW

Abb. 108 zeigt, dass die Verläufe der Depolarisation von PIC 255 und PIC 181 reproduzierbar sind. Des Weiteren wird deutlich, dass PIC 255 weniger stark depolarisiert als PIC 181. Die Depolarisation stellt sich somit in ähnlicher Weise zu Kapitel 5.7 dar. Positive Effekte auf die zyklische Depolarisation, welche durch die Voralterung bedingt sind, lassen sich somit nicht ableiten.

Das Aufbringen mechanischer Überlasten bietet ausschließlich den Vorteil, dass eine irreversible Stauchung der Piezokeramik vor Messbeginn aufgebracht werden kann. Dies wiederum wirkt sich positiv auf mechanische Konstruktionen aus, bei welchen die Sensoren in einem parallelen Kraftschluss betrieben werden und Vorspannungsverluste vermieden werden können. Aufgrund der identifizierten Repolarisation ist eine mathematische Korrektur dieser Effekte nur schwer zu realisieren und daher nur bedingt sinnvoll. Trotz dessen sind bei Messanwendungen, bei welchen die Sensoren nicht dauerhaft schwingend belastet werden und somit ständig repolarisieren können, unter Zulassen einer gewissen Fehlertoleranz gute Messergebnisse zu erwarten. Im Anwendungsbereich der Prothetik

liegen ebendiese Belastungssituationen mit unterschiedlich langen Standzeiten vor. So ist beim Gangzyklus die Schwungphase mit einer Dauer von wenigen Zehntelsekunden mit einer Standzeit zu vergleichen, wie auch die Nichtbenutzung der Prothese bei Nacht eine Phase längerer Standzeit darstellt. Inwiefern sich diese realen Belastungssituationen von Prothesenträgern vorteilhaft auf den Messfehler bei der Signalerfassung der Sensoren im Messadapter auswirken, wird in Kapitel 8.5 näher untersucht.

5.9 Kriechverhalten und Verlust der mechanischen Vorspannung

Unter Kriechen versteht man die plastische Verformung eines Werkstoffs unter konstanter und über längere Zeitdauer einwirkender Last [Rös 12]. Letztere kann eine mechanische Spannung (Sensorbetrieb) oder eine elektrische Spannung (Aktorbetrieb) sein. Insbesondere im Aktorbetrieb können Kriechvorgänge zu einer ungenauen Positionsregelung führen. Die Verwendung des Aktors im Großsignalbetrieb führt allerdings zu einer ständigen Repolarisation der Keramik, was dazu führt, dass bereits stattgefunden Kriechvorgänge kompensiert werden (vgl. Kapitel 2.3.2). Im Aktorbetrieb stellen Kriechvorgänge somit keine relevante Einflussgröße auf die Positionsregelung dar. Abb. 109 zeigt die zunehmende Längenänderung bei konstanter elektrischer Spannung eines piezoelektrischen Aktors.

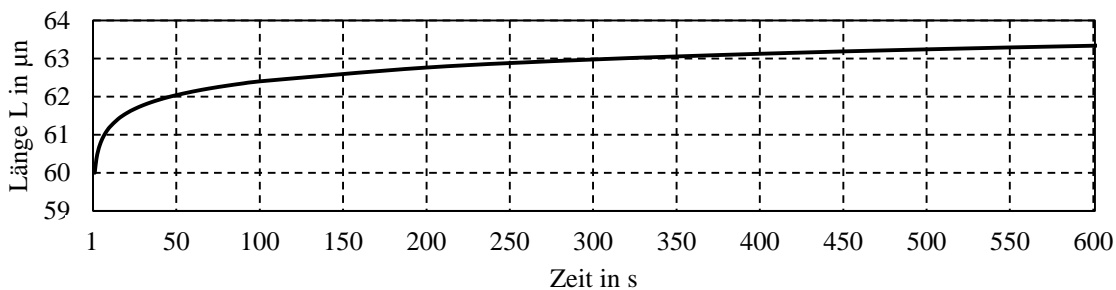


Abb. 109: Zeitlicher Verlauf der Längenänderung eines Piezoaktors bei Auslenkung mit einer Spannungs-Sprungfunktion bei 1 s nach Formel (5-29)

Die resultierende Kriechgeschwindigkeit im Aktorbetrieb folgt einem logarithmischen Zeitgesetz, welches sich durch Formel (5-29) beschreiben lässt. Der Kriechfaktor γ wird, abhängig vom Material, in der Literatur mit 0,01 bis 0,02 angegeben [Cer 14].

$$L(t) = L(t)_t \text{ (Ausgangslänge zum Zeitpunkt } t = 1) \cdot \left(1 + \gamma \cdot \lg\left(\frac{t}{1s}\right) \right) \quad (5-29)$$

Für die sensorische Anwendung und unter der Bedingung einer mechanischen Druckvorspannkraft müssen Kriechvorgänge berücksichtigt werden. Im Sensorbetrieb erfolgt keine aktive Repolarisation, weshalb Kriechvorgänge irreversibel sind und eine Druckvorspannung zu einem dauerhaften Vorspannungsverlust führt.

Material	Längenabnahme in % für $F = \text{konst.}$ nach (5-29) innerhalb 600 s und $\gamma = 0,02$ (2% pro Zeitdekade)	Vorspannverlust in N bezogen auf 500 N Vorspannkraft und $\varepsilon = \text{konst.}$
PIC 255	5,6%	28 N
PIC 181		

Tabelle 10: Berechnete Vorspannverluste nach 600 s Standzeit

Wendet man Formel (5-29) unter Voraussetzung linear-elastischen Materialverhaltens auf eine mechanische Vorspannung an, so ergibt sich bei einer Vorspannkraft von 500 N ein Vorspannverlust von 28 N innerhalb einer Zeitspanne von 600 s (vgl. Tabelle 10). Das Kriechverhalten lässt sich aufgrund der Probensteifigkeit messtechnisch nur mit hohem Messaufwand über die Dehnung erfassen. Aus diesem Grund wird zur Beurteilung des Kriechverhaltens ein Relaxationsversuch durchgeführt.

Das Probenelement wird innerhalb des Zeitintervalls von $t = 10$ s kraftgeregelt mit 500 N belastet. Nach Erreichen dieser Kraftgrenze erfolgt das Umschalten des Prüfstands auf Wegregelung, der bei 500 N erreichten Weglänge. Die Kraftwerte werden während der Messdauer von 600 s aufgezeichnet. Die Versuche werden mit nicht vorgealterten Proben durchgeführt. Zusätzlich zu den Elementen PIC 181 und PIC 255 erfolgt eine Referenzmessung mit einem geometrisch identischen Aluminiumkörper, sowohl mit als auch ohne Leiterplatte. Die Prüfung mit und ohne Leiterplatte dient zur Abschätzung der Kriecheffekte, welche aus dem Leiterplattenmaterial resultieren können. Als Referenz- und Bezugs-kurve wird das Aluminiumelement ohne Leiterplatte ausgewählt (vgl. Abb. 110). In Anlehnung an die rechnerische Abschätzung mit dem Kriechfaktor $\gamma = 0,02$ ist bereits innerhalb der ersten 600 s ein Kraftabfall von bis zu 28 N zu erwarten. Ein logarithmischer Kraftabfall, entsprechend der berechneten Kraft, kann während der Gesamtmessdauer von 600 s bei allen vier untersuchten Proben nicht nachgewiesen werden. Nach ca. 60 s stellt sich bei allen Probenkörpern ein stabiler Kraftwert ein, welcher sich über die fortlaufende Messdauer annähernd konstant verhält. Die sehr geringen Abweichungen der Proben untereinander können auf Toleranzen im mechanischen Prüfaufbau sowie mechanisches Setzen der Probenaufnahme zurückgeführt werden. Kriecheffekte, welche aus den Leiterplatten oder dem piezokeramischen Werkstoff hervorgehen, können nicht eindeutig nachgewiesen werden (vgl. Abb. 110).

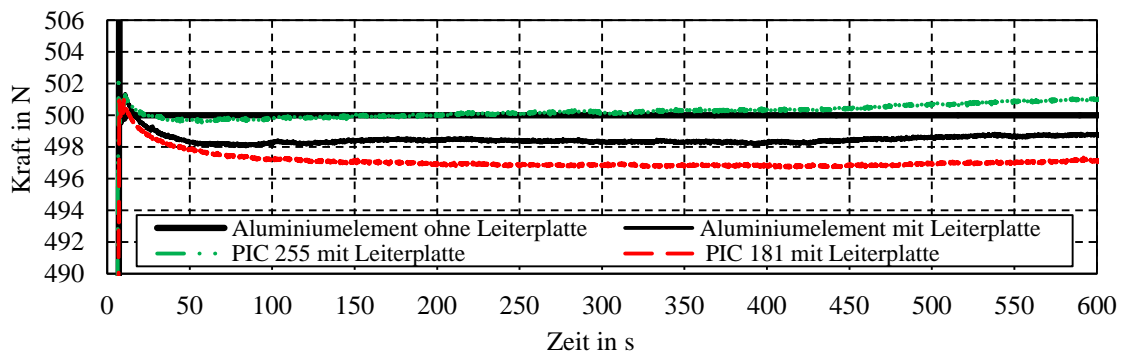


Abb. 110: Zeitlicher Verlauf der Vorspannkraft

Daraus resultiert, dass sich das piezokeramische Material unter statischer Vorspannung von ca. 10 MPa mechanisch identisch zu einem Aluminiumkörper verhält und keine Setz- bzw. Kriecheffekte bei einer Vorspannkraft bis 500 N zu erwarten sind. Aus diesem Grund ist es nicht notwendig, eine Verschiebung der Kraft-Ladungs-Hysterese aufgrund von Kriecheffekten zu berücksichtigen.

5.10 Fazit

Das Messsignal piezokeramischer Sensoren unterliegt unterschiedlichen Randeffekten, die es bei der weiteren Datenverarbeitung zu berücksichtigen gilt. Die Mehrzahl dieser Randeffekte, wie die Streuung des Ladungssignals (vgl. Kapitel 5.3) und der Temperatureinfluss (vgl. Kapitel 5.6), kann durch geeignete Kalibrier- und Justierverfahren vergleichsweise einfach kompensiert werden. Zu den bedeutsameren Effekten gehören das Hystereseverhalten (vgl. Kapitel 5.4) sowie die Depolarisation (vgl. Kapitel 5.7) der Sensoren. Eine lineare Umrechnung von erzeugter Ladung und äußerer Kraft kann durch die Anwendung des vorgestellten Algorithmus sichergestellt werden. Auf diese Weise können Hysteresen im Messsignal sehr gut kompensiert werden. Eine weitaus größere Hürde stellt die Depolarisation dar, welche durch schwingende mechanische Belastungen bedingt ist und nicht ohne weiteres ausgeglichen werden kann. Vorteilhaft erweisen sich bei längeren Standzeiten der Sensoren die ausgeprägten Regenerationseffekte, welche dazu führen, dass sich das Messsignal langfristig an den Wert der Erstmessung annähert. Dies ist beispielsweise im Anwendungsbereich der Prothetik vorteilhaft, da Standzeiten bei der Nichtbenutzung der Prothese dazu führen, dass sich das piezokeramische Material regenerieren kann. Bei Messvorgängen mit undefinierten Standzeiten oder dauerhaft schwingenden Belastungen führt dies jedoch zu dem nachteiligen Effekt, dass dauerhaft zu geringe Messwerte erfasst werden. Im Rahmen der untersuchten Belastungskräfte kann dies zu Messfehlern von bis zu 20% führen. Aus diesem Grund ist bei Verwendung piezokeramischer Sensoren immer zu hinterfragen, welche Messgenauigkeit erreicht werden soll. Obwohl derartige Sensoren vielen Randeffekten unterliegen, sind sie aufgrund des energetischen Vorteils und der vergleichsweise einfachen Messmethodik für den vorgesehen Einsatzzweck geeignet.

6 Analytische Betrachtung der Einbauposition des Messadapters

Alle Prothesenkomponenten der unteren Extremität werden auf Grundlage der ISO 10328 geprüft. Dabei ist für PLB I und PLB II ein fest definierter, dreidimensionaler Kraftvektor vorgeschrieben (vgl. Kapitel 2.2.6). Auf die Prothesenstruktur wirken bei dieser Prüfung unterschiedliche Arten von Belastungen, welche Querkkräfte, Normalkräfte und Biegemomente umfassen. Da der Kraftvektor dreidimensional entlang der u-Achse des Prothesenaufbaus verläuft, resultieren in Abhängigkeit der betrachteten Höhe unterschiedliche Momente auf die Prothesenstruktur. Die Normalkräfte und Querkkräfte verändern sich bei konstanter Prüfkraft nicht. Unter Berücksichtigung des physiologischen Gangbildes (vgl. Abb. 111) variieren allerdings die resultierenden Kräfte und Momente in Abhängigkeit der Winkelstellung des Kraftvektors zum Körperschwerpunkt.

Aus dem Gangzyklus resultieren aufgrund der kombinierten Wirkung aus Kraft und Hebelarm zwei Zustände, welche besonders hohe Momente auf die Prothesenstruktur zur Folge haben. Der erste Zustand tritt unmittelbar nach dem initialen Bodenkontakt auf und wird als Belastungsantwort bezeichnet. Aus dieser Vektorlage resultieren insbesondere im Hüft- und Oberschenkelbereich große Frontalmomente. Der zweite Zustand wird als terminale Standphase bezeichnet und tritt beim Abstoßen des Vorfußes auf. Das maximale Moment (Sagittalmoment) tritt aufgrund des anterior zum Kniegelenk gelegenen Kraftvektors vorwiegend im Knöchelgelenk auf (vgl. Abb. 111).

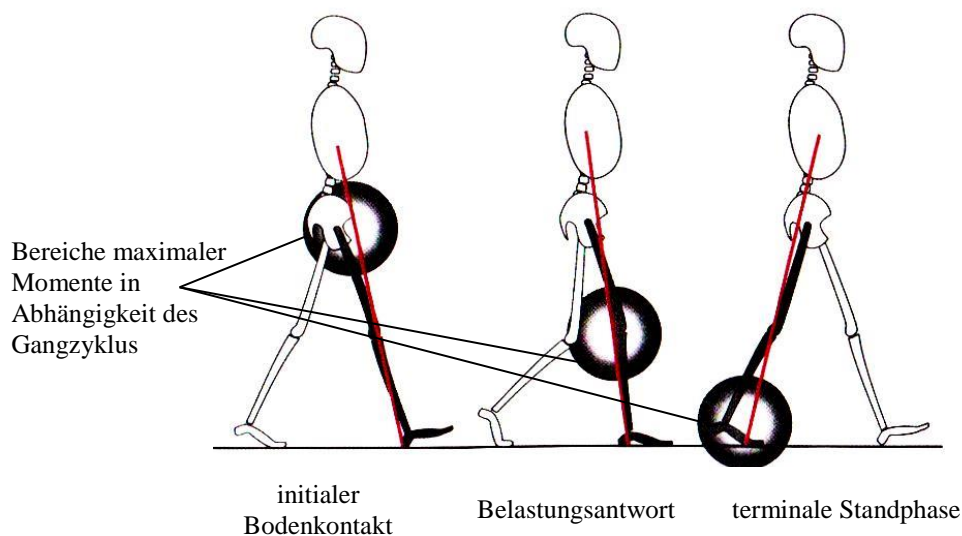


Abb. 111: Maximale Momente durch die Orientierung des Körpervektors [Per 03b]

Die Orientierung des Körpervektors sowie die Position der maximalen Momente während des Gangzyklus sind in Abb. 111 aufgetragen. Zum Zeitpunkt der Belastungsantwort und der terminalen Standphase richten sich die resultierenden Kraftvektoren entlang der Extremitäten aus. Daraus lässt sich ableiten, dass die Sagittal- und Frontalmomente einen deutlich größeren Anteil an den Summenmomenten ausmachen als die Transversalmomente. Dies kann durch Abb. 22 und Abb. 23 in Kapitel 2.2.2 bestätigt werden. Diesen Abbildungen ist zu entnehmen, dass die vertikal gerichteten Kräfte deutlich denen in der Hori-

zontalen überwiegen, was insbesondere durch die in Abb. 23 dargestellten Scherkräfte deutlich wird. Zwischen den maximalen Vertikalkräften und den Scherkräften liegt im Durchschnitt ein Faktor von 10. Dieser Zusammenhang bestätigt sich ebenfalls durch die Auswertung der Messdaten von Oehler in Kapitel 4. Auch hier zeigen die Transversalmomente deutlich geringere absolute Werte als die Sagittal- und Frontalmomente.

Damit ein vielseitiger Einsatz des Messsystems für unterschiedliche Prothesenkomponenten möglich ist, besteht die Notwendigkeit, das System modular zu gestalten. Das Messsystem sollte entlang der Achse der zu bewertenden Strukturteile ausgerichtet sein, um die Sagittal- und Frontalmomente, optional auch die Transversalmomente, bestmöglich erfassen zu können. Im Folgenden werden unterschiedliche Ansätze zur Positionierung des Messsystems für verschiedene Bauteilkomponenten diskutiert.

6.1 Bewertung von Zwischenstrukturen

Strukturbauteile, welche zwischen Kniegelenk und Prothesenfuß oder oberhalb des Kniegelenks eingesetzt werden, werden als Zwischenstrukturen bezeichnet und sind hinsichtlich der zur Verfügung stehenden Aufbauhöhe in ihren geometrischen Abmessungen stark limitiert. Unter Berücksichtigung der zusätzlichen Aufbauhöhe eines modularen Messsystems steht bei einer Vielzahl von Prothesenträgern keine ausreichende Aufbauhöhe zur Unterbringung beider Komponenten zur Verfügung. Bei Zwischenstrukturen handelt es sich in den meisten Fällen ohnehin um kostengünstige und einfach zu ersetzende Rohradapter und Rohrstücke. Aus diesem Grund ist der Einsatz eines elektronischen Messsystems zur Schädigungsbeurteilung derartiger Komponenten fraglich. Die Knöchelstruktur in A_e und die Gelenkstruktur in K_e unterliegen den größten mechanischen Belastungen, weshalb die gesonderte Betrachtung von Zwischenstrukturen entfällt (vgl. Abb. 52 in Kapitel 4.1). Aus diesem Grund wird ausschließlich die Anwendbarkeit des Messsystems für Fuß- und Kniegelenksstrukturen näher betrachtet und diskutiert.

6.2 Bewertung von Fußstrukturen

Die größten Drehmomente treten aufgrund der Hebelwirkung des Vorfußes vorrangig im Knöchelpunkt auf. Das modulare Messsystem sollte daher so nah wie möglich an der kritischen Bauteilstruktur zur Erfassung der dort wirkenden Momente positioniert werden. Abb. 112 zeigt die resultierenden Kraftvektoren für den Zustand der Belastungsantwort und der terminalen Standphase im Knöchelgelenk.

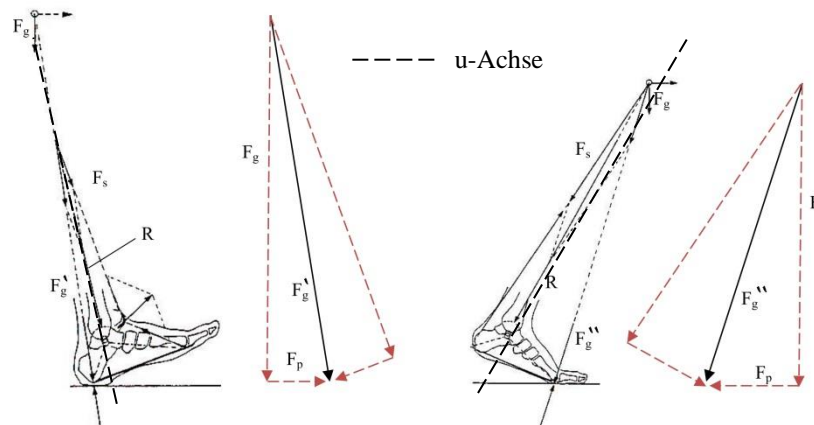


Abb. 112: Kräfteverhältnisse bei Belastungsantwort bzw. Fersenbelastung (links) und terminaler Standphase bzw. Vorfußbelastung (rechts), F_g : Gewichtskraft, F_g' und F_g'' : Gewichtskraft entlang des Körperschwerpunktes, F_s : Zugkraft der Sehnen, R : Resultierende Kraft der Sprunggelenke, F_p : Progressive Scherkraft, mod. nach [Deb 98] [Pur 91]

Während der Belastungsantwort verläuft der Kraftvektor mit geringem Abstand posterior des Knöchelgelenks, weshalb nur ein geringes Sagittalmoment zu erwarten ist. Zum Zeitpunkt der terminalen Standphase verläuft der Vektor anterior des Knöchelgelenks. Bei erwachsenen Menschen beträgt dieser Abstand im Durchschnitt 90 mm [Per 03b]. Die Sagittalmomente sind zu diesem Zeitpunkt, aufgrund des Vorfußhebels, wesentlich größer. Die Frontalmomente variieren wegen der geringen Verlagerung der Körperschwerpunktlinie in der Frontalebene zwischen Belastungsantwort und terminaler Standphase nur wenig (vgl. Anhang A3, Abb. 183 und Abb. 185). In beiden Zuständen verläuft der resultierende Kraftvektor medial vom Knöchelgelenk (vgl. Kapitel 2.2.2, Abb. 24). Um die Belastungen in der Prothese entlang der u-Achse bewerten zu können, muss zunächst eine Umrechnung der globalen Bodenreaktionskräfte in das lokale System der Prothese erfolgen. Das in Abb. 112 dargestellte Kräfteparallelogramm zeigt, dass sowohl während der Belastungsantwort, als auch während der terminalen Standphase das Verhältnis von Gewichtskraft zu progressiver Scherkraft entlang der u-Achse annähernd beibehalten wird. Sowohl die laterale als auch die progressive Scherkraft sind im Verhältnis zur Vertikalkraft sehr gering. Aufgrund der Kräfteverhältnisse (vgl. Kapitel 2.2.2, Abb. 24) kann geschlossen werden, dass zwischen dem Transversal- und dem Sagittalmoment bzw. Frontalmoment, analog der globalen Bodenreaktionskräfte (vgl. Kapitel 2.2.2, Abb. 23), mindestens ein Verhältnis von 1:10 beibehalten wird. Diese Erkenntnis kann durch die Messdaten von Oehler und demnach durch die gemittelten individuellen Momente der Probanden bestätigt werden (vgl. Anhang A3). Das Momentenverhältnis von Transversal- zu Sagittal- und Frontalmoment fällt ähnlich hoch aus, da die Vertikalkräfte den Scherkräften deutlich überwiegen (vgl. Anhang A3).

Um bewerten zu können, welche Einflüsse die Normal- und Querkkräfte sowie die Transversalmomente im Verhältnis zu den Sagittal- und Frontalmomenten aufweisen, wird im Folgenden eine Vergleichsspannungs-Abschätzung mithilfe der Gestaltänderungsenergiehypothese durchgeführt. Bei dieser Hypothese wird die Annahme formuliert, dass sich ein Körper, welcher sich in einem hydrostatischen Spannungszustand befindet, seine äußere Form ändert. Sein Volumen bleibt dagegen von jeglicher Veränderung ausgeschlossen

[Läp 11]. Die dazu notwendige äußere Arbeit bzw. Formänderungsarbeit setzt sich zusammen aus der Volumenänderungsarbeit, welche rein elastisch wirkt, und der Gestaltänderungsarbeit. Letztere ist bedingt durch plastisches Fließen. Subtrahiert man von der Formänderungsarbeit den Anteil, der zur Volumenveränderung notwendig ist, so verbleibt die Gestaltänderungsarbeit [Die 05]. Die Hypothese besagt, dass wenn die errechnete Gestaltänderungsarbeit bzw. Gestaltänderungsenergie einen materialspezifischen Grenzwert überschreitet, welcher aus einachsigen Zugversuchen ermittelt werden kann, plastisches Fließen und somit ein Werkstoffversagen eintritt [Läp 11]. Ziel dieser Hypothese ist es, den in einem Bauteil wirkenden mehrachsigen Spannungszustand auf den Zustand einer einachsigen Normalspannung umzurechnen. Zu diesem Zweck wird die sogenannte Vergleichsspannung berechnet, mit deren Hilfe der Vergleich zu experimentell ermittelten Werten des Zugversuchs durchgeführt werden kann (vgl. Abb. 113) [Läp 11].

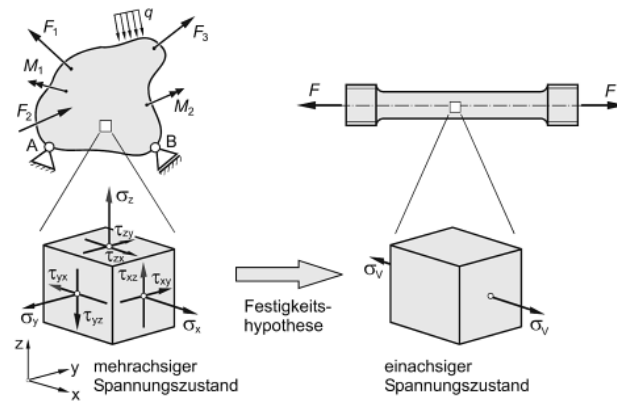


Abb. 113: Umrechnung von mehrachsigen auf einachsigen Spannungszustand [Läp 11]

Die Gestaltänderungsenergiehypothese hat sich in der Ingenieurspraxis für duktile, fließfähige Werkstoffe und zur Beurteilung von schwingend beanspruchten Bauteilen bewährt [Die 05] [Fis 13]. Die Anwendbarkeit für Materialien, wie sie in Prothesenstrukturen verwendet werden, erscheint daher plausibel.

Unter Annahme eines einachsigen, zweiachsigen und mehrachsigen Spannungszustands errechnet sich die Vergleichsspannung der GEH wie folgt [Rie 12].

$$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_x^2 + 3 \cdot (\tau_{xy}^2)} \quad (6-1)$$

$$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y + 3 \cdot (\tau_{xy}^2)} \quad (6-2)$$

$$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y - \sigma_y \cdot \sigma_z - \sigma_z \cdot \sigma_x + 3 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (6-3)$$

Wendet man die GEH auf die durch den Kraftvektor wirkenden Transversal-, Sagittal- und Frontalmomente an, so ergibt sich in Lastspannungen unter Biegebeanspruchung mit überlagerter Torsion die folgende Form [Läp 11].

$$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_b^2 + 3 \cdot (\tau_t^2)} \quad (6-4)$$

Im Folgenden werden auch die Anteile der Hauptnormalspannung durch die Normalkraft und der Schubspannung durch die Querkraft berücksichtigt. Die Vergleichsspannungen der GEH unter Berücksichtigung der Querkraft ergibt sich zu:

$$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_b^2 + \sigma_{Z,D}^2 + 3 \cdot (\tau_t^2 + \tau_Q^2)} \quad (6-5)$$

$$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\left(\frac{\sqrt{(M_{Af})^2 + (M_{Ao})^2}}{W_a} \right)^2 + \left(\frac{F_N}{A} \right)^2 + 3 \cdot \left(\left(\frac{M_T}{W_p} \right)^2 + \left(\frac{F_Q}{A} \right)^2 \right)} \quad (6-6)$$

Zur Abschätzung der Einflüsse der Einzelspannungen auf die GEH-Vergleichsspannung wird eine Berechnung der GEH für den Knöchelpunkt unter PBG 7, PLB II und PLB I sowie den Probanden 12 und 7 des Anwendertests für die Vorfuß- und Fersenbelastung durchgeführt. Die Probanden 12 und 7 erzeugten in den Anwendertests die größten gemittelten Transversal-Biegemoment-Verhältnisse, weshalb der Einfluss des Transversalmoments bei diesen Anwendern am größten ist (vgl. Anhang A3). Als Referenzgeometrie wird ein in der Prothetik häufig eingesetztes Rohr verwendet (vgl. Abb. 114).

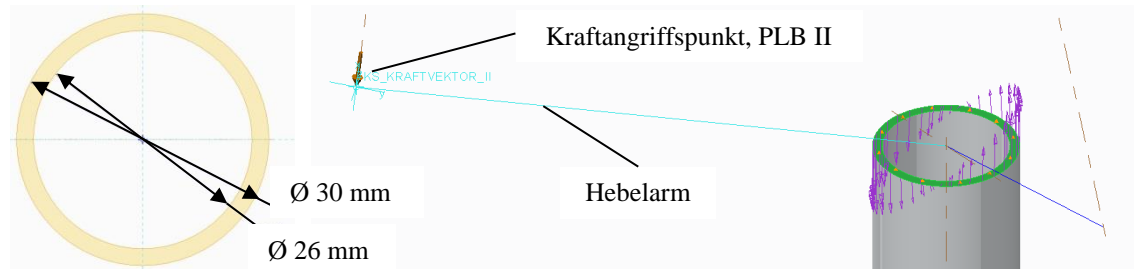


Abb. 114: Biege- und Torsionsbelastung durch Kraftvektor ISO 10328, PBG 7 auf Rohrgeometrie im Knöchelpunkt A_e

Das axiale und polare Widerstandsmoment errechnet sich für die ausgewählte Geometrie zu $W_a = 1372 \text{ mm}^3$ und $W_p = 3068 \text{ mm}^3$ [Hin 09] [Dub 07].

Die GEH-Vergleichsspannung wird für folgende vier Fälle berechnet.

	$\sigma_{v,GEH}$ PBG 7, PLB II	$\sigma_{v,GEH}$ PBG 7, PLB I	$\sigma_{v,GEH}$ Proband 7, Vorfuß	$\sigma_{v,GEH}$ Proband 12, Ferse
$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_b^2 + \sigma_{Z,D}^2 + 3 \cdot (\tau_t^2 + \tau_Q^2)}$	$154,66 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$56,08 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$65,42 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$78,45 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_b^2 + 3 \cdot (\tau_t^2)}$	$154,64 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$56,03 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$65,41 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$78,44 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_b^2}$	$154,52 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$56,03 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$65,29 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$78,35 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$

Tabelle 11: Vergleichsspannungen nach GEH für verschiedene Einzelspannungen, Kraftvektoren und Belastungen in A_e

Schlussfolgernd ist nach Tabelle 11 für eine Schadensbewertung der Knöchelstruktur ein Messsystem erforderlich, welches die Sagittal- und Frontalmomente erfasst. Das Messen von Transversalmomenten, sowie von Normal- und Querkraften ist nicht erforderlich und kann aufgrund des verhältnismäßig geringen Einflusses entfallen.

Bei dieser Betrachtung muss allerdings beachtet werden, dass es sich bei den berechneten Spannungen um Nennspannungen handelt. Für die betrachtete Referenzgeometrie ist die beschriebene Vorgehensweise weitestgehend korrekt. Handelt es sich allerdings um eine gekerbte Geometrie, können lokal wesentlich höhere Spannungen, sogenannte Spannungsüberhöhungen, entstehen. Die Formzahl K_t beschreibt das Verhältnis der Spannungsspitze im Kerbgrund zur Nennspannung und stellt ein Maß für die Spannungsüberhöhungen dar. In der FKM-Richtlinie wird K_t beispielsweise dazu verwendet, die Einflüsse gekerbter Geometrien auf die Bauteil-Wechselfestigkeit zu beschreiben. Bei einfachen Geometrien kann K_t rechnerisch bestimmt werden. Komplexere Geometrien erfordern oft den Einsatz von FE-Systemen oder lokalen Dehnungsmessungen [Läp 16]. Da dies in vielen Fällen nur mit erhöhtem Aufwand zu bewerkstelligen ist, wird im Folgenden der Einfluss der Torsionsbeanspruchungen bei gekerbter Geometrie mithilfe der Formzahl K_t abgeschätzt. Da die Formzahl K_t ebenfalls von der Belastungsart abhängig ist gilt folgender Zusammenhang [Läp 16]:

$$K_{t,\text{Zug,Druck}} \geq K_{t,\text{Biegung}} \geq K_{t,\text{Torsion}} \quad (6-7)$$

Dieser Zusammenhang zeigt, dass die Kerbwirkung unter Torsionsbeanspruchung weniger kritisch zu bewerten ist als unter Biegebelastung oder axialer Zug-Druck-Belastung. Somit zeigt sich auch hier, dass die Torsionsbeanspruchungen bei gekerbten Geometrien ebenfalls wenig bedeutsam sind, da deren Einflüsse weniger stark gewichtet werden als die der Biegebeanspruchungen. Aus diesem Grund kann die Schlussfolgerung aus der Nennspannungsbetrachtung auch für gekerbte Geometrien aufrechterhalten werden.

6.3 Bewertung von Kniegelenksstrukturen

Die Anordnung der piezokeramischen Sensoren im Messsystem führt dazu, dass keine Querkräfte und somit keine Torsionsmomente erfasst werden können (vgl. Kapitel 7.1.2). Aus diesem Grund ist es nicht möglich, die Lage des Kraftvektors im Raum zu bestimmen. Eine Berechnung der Strukturbelastung in unterschiedlichen Bezugshöhen ist daher nicht möglich. Bei der Schadensbewertung von Kniegelenksstrukturen können daher grundsätzlich zwei Ansätze verfolgt werden, durch welche unterschiedliche Einbaupositionen in der Prothese bedingt werden.

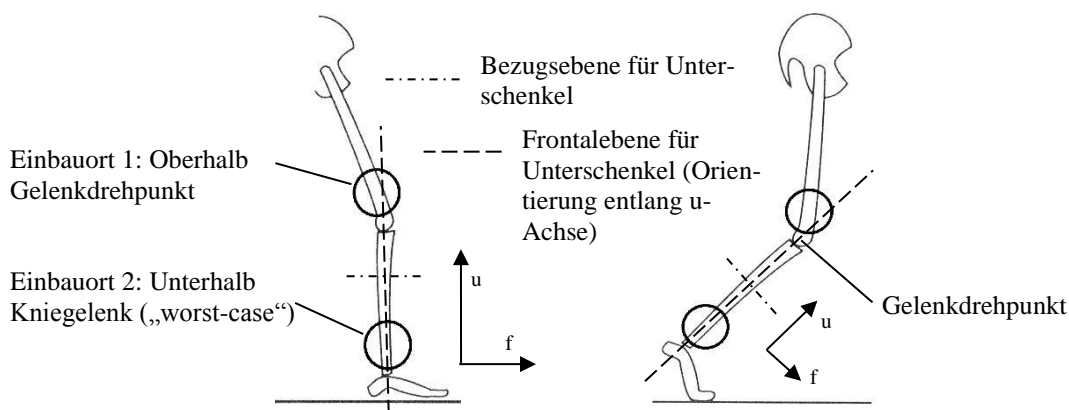


Abb. 115: Einbaupositionen des Messadapters zur Schädigungsbeurteilung von Kniegelenksstrukturen

Bei Ansatz 1 wird die maximale Belastung in der gesamten Prothesenstruktur erfasst („worst-case“ Annahme). Der Ansatz 2 beruht auf dem Erfassen der lokalen Maximalbelastungen möglichst nah an den kritischen Versagenspunkten der Gelenkstruktur. Bei Kniegelenken ist dies der Bereich im und um den Gelenkdrehpunkt (vgl. Abb. 115). Um die Momente um den Gelenk- bzw. Kniedrehpunkt präzise erfassen zu können, sollte ein Messsystem, welches nach Ansatz 2 arbeitet, so nah wie möglich am Gelenkdrehpunkt positioniert werden. Aufgrund der Abduktion des Oberschenkels steigt das Frontalmoment mit zunehmender Einbauhöhe, ausgehend vom Gelenkdrehpunkt, stetig an (vgl. Kapitel 2.2.2, Abb. 24), was das Messen zu hoher Drehmomente zur Folge hat. Eine möglichst flache und kompakte Bauform ist aus diesem Grund empfehlenswert. Um abschätzen zu können, welcher Fehlereinfluss bei der Nichterfassung der Torsionsmomente, Normal- und Querkräfte im Kniedrehpunkt entsteht, wird folgend die GEH-Vergleichsspannung für den Kniedrehpunkt berechnet.

	$\sigma_{v,GEH}$ PBG 7, PLB II	$\sigma_{v,GEH}$ PBG 7, PLB I	$\sigma_{v,GEH}$ Proband 12, Vorfuß	$\sigma_{v,GEH}$ Proband 12, Ferse
$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_b^2 + \sigma_{Z,D}^2 + 3 \cdot (\tau_t^2 + \tau_Q^2)}$	$101,56 \frac{N}{mm^2}$	$92,22 \frac{N}{mm^2}$	$32,06 \frac{N}{mm^2}$	$18,62 \frac{N}{mm^2}$
$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_b^2 + 3 \cdot (\tau_t^2)}$	$101,54 \frac{N}{mm^2}$	$92,19 \frac{N}{mm^2}$	$32,05 \frac{N}{mm^2}$	$18,59 \frac{N}{mm^2}$
$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_b^2}$	$101,35 \frac{N}{mm^2}$	$92,19 \frac{N}{mm^2}$	$31,78 \frac{N}{mm^2}$	$18,55 \frac{N}{mm^2}$

Tabelle 12: Vergleichsspannungen nach GEH für verschiedene Einzelspannungen, Kraftvektoren und Belastungen in K_e

Wie Tabelle 12 zu entnehmen ist, sind die Unterschiede der Vergleichsspannungen für die Referenzgeometrie eines Rohres (vgl. Abb. 114) vernachlässigbar gering. Daraus kann abgeleitet werden, dass auch im Kniedrehpunkt nur das Sagittal- und Frontalmoment einen schädigungsrelevanten Einfluss besitzen.

Nachstehend wird Ansatz 1 näher diskutiert. Das Drehmoment trägt im Verhältnis zur einwirkenden Kraft zu den größten Anteilen an der GEH-Vergleichsspannung bei. Demnach wird das Moment als Grundlage zur Identifizierung der lokalen maximalen Strukturbelastungen herangezogen. Anhang A3 zeigt die mittleren Momentenverläufe für die einzelnen Probanden in Abhängigkeit der Einbauhöhe des Messsystems. Das größte Ebenenmoment tritt entweder an der größtmöglichen distalen oder proximalen Einbauhöhe des betrachteten Strukturbauteils auf. Bei Betrachtung eines Kniegelenks entspricht dies entweder A_e oder unmittelbar oberhalb K_e . Der Einbau des Messsystems in beliebiger Höhe ist nicht sinnvoll, da der Kraftvektor unter Belastungsantwort oder terminale Standphase in derartiger Weise verlaufen kann, dass dieser den Messadapter in Höhe der Sensoren durchdringt. Folglich wird nur die anteilige Axialkraft durch die Sensoren erfasst, weshalb die maximale Belastung nicht korrekt ermittelt wird. In einer proximaleren oder distaleren Einbauhöhe würden in diesem Fall merklich größere Momente auftreten (vgl. Anhang A3). Daraus kann abgeleitet werden, dass der Einbau soweit proximal bzw. distal wie möglich erfolgen muss, mindestens jedoch proximaler bzw. distaler als das zu untersuchende Strukturteil.

Um eine präzisere Auswahl über die Einbauposition der maximalen Belastung treffen zu können, müssen die Momente zum Zeitpunkt der Belastungsantwort und der terminalen Standphase zu gleichen Anteilen berücksichtigt werden. Abb. 116 zeigt die mittleren Summenmomente für die Einbaupositionen A_e und K_e , berechnet aus Frontal- und Sagittalmomenten unter Fersen- und Vorfußbelastung.

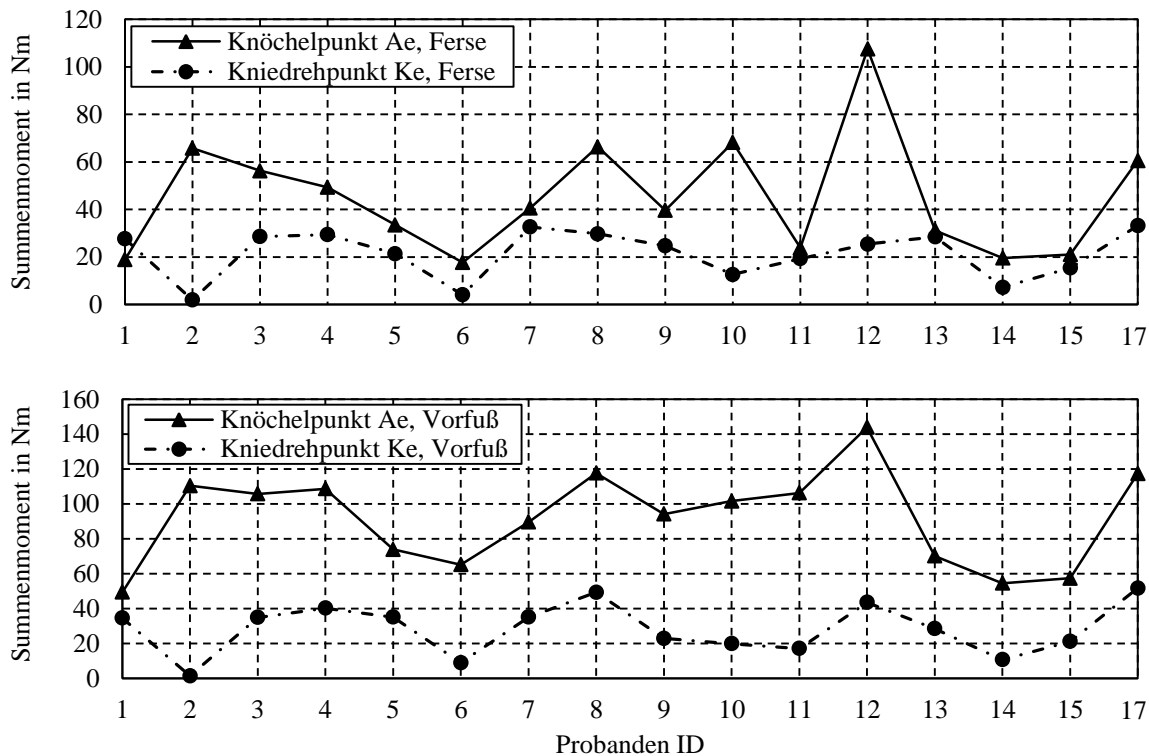


Abb. 116: Summenmomente für Fersen- und Vorfußbelastung für Einbauposition A_e (Knöchelpunkt) und K_e (Kniedrehpunkt)

Die Dreiecke kennzeichnen die Summenmomente im Knöchelpunkt A_e , die Kreise die Summenmomente im Kniedrehpunkt K_e . Die Auswertung zeigt, dass bei allen Probanden das maximale Summenmoment während der terminalen Standphase im Knöchelpunkt auftritt. Während der Belastungsantwort, also der Fersenbelastung, zeigt sich ein ähnliches Bild, allerdings mit weniger großem Abstand der Summenmomente A_e und K_e zueinander. Die einzige Ausnahme stellt Proband 1 dar, bei welchem das Summenmoment unter Fersenbelastung im Kniedrehpunkt größer ist als im Knöchelpunkt (vgl. Abb. 115).

Insgesamt zeigt sich die deutliche Tendenz, dass der Knöchelpunkt A_e zur Erfassung der maximalen Belastungen der gesamten Prothesenstruktur am besten geeignet ist, sofern nur ein Messsystem zum Einsatz kommt.

Der permanente Einsatz von zwei Messsystemen, jeweils unter und über dem Kniegelenk, stellt eine weitere Möglichkeit dar, die maximalen Belastungen in einem der beiden Messsysteme zuverlässig zu erfassen. Weiterhin hätten zwei Systeme den Vorteil, in einem der beiden Messpunkte auftretende Überlasten sicher erfassen zu können. Daraus resultiert aus der Verwendung nur eines Messsystems der Nachteil, dass der resultierende Kraftvektor den Sensor bei einer Überlast durchdringen kann und folglich ein an anderer Stelle auftretendes maximales Summenmoment nicht erfasst wird.

7 Mechanische Konstruktion des Messadapters

Als Vorlage zur konstruktiven Gestaltung des Messadapters dient ein elektrolytischer Beanspruchungsindikator nach Wulff, Gallinger und Motschmann, der zur Detektion von Beanspruchungen in der Prothesenstruktur eingesetzt werden soll [Wul 09b] [Wul 11]. Der Beanspruchungsindikator (BINK) nutzt piezoelektrische Sensoren als Spannungsquelle zum Betrieb eines elektrolytischen Anzeigeelements. Dieses stellt die bereits aufgenommene Beanspruchung visuell und in Form einer metallischen Abscheidung dar.

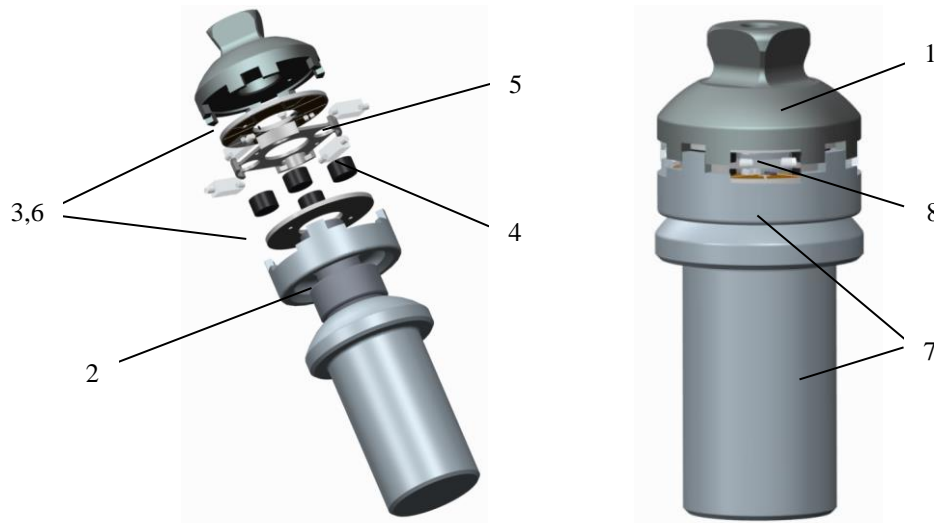


Abb. 117: Explosionsdarstellung und Aufbau BINK nach Wulff, Gallinger und Motschmann

Position 1 und 7 des in Abb. 117 dargestellten BINK zeigen das Ober- und Unterteil des Indikators, welche zur Lasteinleitung genutzt werden. In der Mittelachse angeordnet befindet sich eine Verankerungsschraube (Pos. 2), welche beide Komponenten miteinander verbindet. Das Ober- und Unterteil wird jeweils für die Anbindung weiterer modularer Prothesenbauteile genutzt. Zwischen ihnen befinden sich die Leiterplatten (Pos. 3 und 6), die Piezoelemente (Pos. 4) sowie ein Positionierring zur Aufnahme der Piezosensoren (Pos. 5). Mithilfe der Verankerungsschraube können die Piezoelemente vorgespannt werden. Die Verankerungsschraube ist mit dem Oberteil über ein Linksgewinde und mit dem Unterteil über ein Rechtsgewinde verbunden. Das Aufbringen des Anzugsmoments erfolgt über eine auf der Oberseite angebrachte Sechskantgeometrie. Der Positionierring sichert die Piezoelemente gegen Verrutschen und stellt die Positionierung der Elemente in der Messposition sicher. Der Positionierring und die Leiterplatten sind mit einem Zylinderstift zwischen Ober- und Unterteil gegen Verdrehen gesichert. Position 8 referenziert auf die Elektrolysezelle, welche jeweils um 90° versetzt am Umfang des BINK angeordnet sind [Wul 09b] [Wul 11].

Für den Aufbau werden Piezoelemente vom Typ PZT 8 von Stelco/Sumida verwendet [Wul 11]. Für die Funktionalität der Elektrolysezelle ist es allerdings erforderlich, dass die Ladungsträger die Zelle immer in gleicher Richtung durchfließen. Aus diesem Grund verwenden Wulff, Gallinger und Motschmann einen Graetz-Brückengleichrichter auf den Leiterplatten, um ein gleichgerichtetes Ladungssignal zu generieren (vgl. Abb. 118). Liu,

Li und Qin verwenden eine identische Anordnung von piezoelektrischen Quarzkristallen zum Aufbau eines mehraxialen Messsystems [Liu 14].

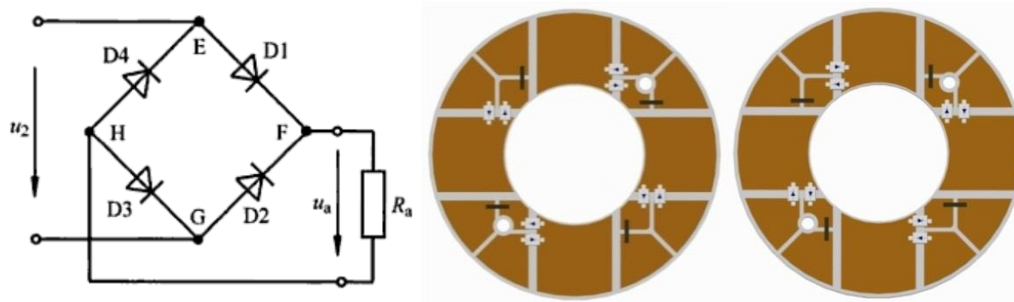


Abb. 118: Ersatzschaltbild eines Graetz-Brückengleichrichters [Ose 07] und konstruktive Umsetzung der Leiterplatten mit Dioden [Wul 11]

Das grundsätzliche Konzept, die Elektrolysezelle als Anzeigeelement nutzen zu können, basiert auf der Speicherung und gleichzeitigen Darstellung der durch das Piezoelement erzeugten Ladungsmengen. Die Menge dieser Ladungen ist dabei proportional zu der Menge der Reaktionsprodukte der Elektrolysezellen. Die Darstellung der Information wird durch die optische Veränderung der Elektroden visualisiert. Wulff und Gallinger konnten in Experimenten die Bauteilbeanspruchungen in einer solchen Zelle in Form einer kompakten metallischen Abscheidung sichtbar machen [Wul 09c] [Wul 11].

Rückschlüsse auf die schadigungsrelevanten Kräfte und Momente können durch diesen Messadapter allerdings nicht getroffen werden, da zwischen den Piezoelementen kein Abgleich stattfindet. Die einzelnen Elemente und die jeweils angesteuerten Elektrolysezellen arbeiten vollständig unabhängig voneinander. Zudem ist eine Lebensdauerabschätzung der Bauteilstruktur ohne elektronische Korrektur der Sensorsignale mithilfe des Adapters nach Wulff, Gallinger und Motschmann aufgrund der beschriebenen Randeffekte piezokeramischer Werkstoffe nicht zu realisieren (vgl. Kapitel 5). Die Notwendigkeit der Gleichrichtung des Ladungssignals führt zu einem massiven Informationsverlust und lässt keine Rückschlüsse auf die aufgetretene Schädigung zu. Beispielsweise unterscheidet die Elektrolysezelle nicht zwischen einer einmaligen Belastung von 1000 N und einer Belastungsfolge von 1000 x 1 N. Für die rechnerische Schädigung ergeben sich bei den verschiedenen Lastsituationen allerdings deutliche Unterschiede. Unabhängig von der elektronischen Datenverarbeitung kann der mechanische Aufbau sehr gut für den zu entwickelnden Messadapter eingesetzt werden. Im Folgenden werden konstruktive Elemente des elektrolytischen Beanspruchungsindikators, insbesondere die Anordnung und Ausrichtung der Piezoelemente im Messadapter, übernommen und für die erforderliche Messaufgabe modifiziert und erweitert.

7.1 Konstruktive Umsetzung und Modifikationen des Messadapters

Abb. 117 zeigt, dass der elektrolytische BINK über ein Rohr unmittelbar am Kniegelenk angebunden wird, was allerdings Nachteile hinsichtlich der Aufbauhöhe und der Einbauflexibilität nach sich zieht. Damit der Messadapter flexibel in die Prothese integriert werden kann, wird auf dessen Oberseite ein Pyramidenadapter und auf dessen Unterseite eine Pyramidenaufnahme angebracht (vgl. Abb. 119).



Abb. 119: BINK mit Pyramidenanschluss

Weiterführend wird die mechanische Auslegung des Messadapters sowie die Anordnung und Anzahl der Sensoren unter unterschiedlichen Gesichtspunkten analysiert und festgelegt.

7.1.1 Ergebnisse FE-Analyse und konstruktive Änderungen

Die mechanische Auslegung des Messadapters wird für PBG 5-7 durchgeführt. Das maximale Drehmoment erfährt die Prothesenstruktur für diese PBG unter PLB II in A_e (vgl. Anhang A2, Tabelle 23). In Kapitel 4 wurde gezeigt, dass die gemessenen Momente in A_e vereinzelt ein ähnliches Niveau erreichen wie die der ISO 10328. Für die folgende FE-Analyse wird daher PBG 5-7 unter PLB II ausgewählt. Die FE-Simulation wird mit der CAD Software PTC Creo Simulate durchgeführt. Die Berechnungen erfolgen auf Grundlage von linear-elastischem Werkstoffverhalten. Die Mittelachse des Messadapters wird entlang der u-Achse ausgerichtet. Die Unterseite wird in A_e positioniert. Die Unterseite sowie die Gewindebohrungen sind als feste Einspannungen definiert (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, R1).

Als Netzelemente werden überwiegend Tetraeder verwendet. Stellenweise sind Quaderelemente erforderlich, da durch diese eine verbesserte Konvergenz des Simulationsmodells erreicht werden kann (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, V1). Die Elementgröße der Vernetzung wird iterativ bestimmt und in mehreren Simulationsschleifen festgelegt, sodass ein Kompromiss zwischen Rechenlaufzeit und Auflösung des Netzes erreicht werden kann. Die FE-Analyse erfolgt sowohl mit dem Material PIC 181, als auch mit PIC 255.

Aufgrund des dauerhaften Einsatzes des Messadapters ist es erforderlich, die Piezoelemente mit einer möglichst depolarisationsfreien Belastung zu beanspruchen. Kapitel 5 zeigt, dass diese für PIC 255 und PIC 181 selbst bei geringeren mechanischen Belastungen von ca. $1000 \text{ N} \pm 20 \text{ MPa}$ nicht vollständig depolarisationsfrei ist und ebenfalls von Regenerationsintervallen während der Messung bestimmt wird. Die Grenzbelastung ist für die folgende Analyse zunächst auf $1000 \text{ N} \pm 20 \text{ MPa}$ festgelegt. Als Eingabewerte für die FE-Analyse werden die Elastizitätsmodule und Querkontraktionen von verschiedenen Materialien herangezogen (vgl. Anhang A7, Tabelle 31).

Der mechanische Aufbau nach Abb. 119 zeigt, dass unter PBG 7 und PLB II eine starke Überlastung der Piezosensoren auftritt, welche den Anforderungen an die Festigkeit der

eingesetzten Materialien unter schwingender Belastung sowie der festgelegten Grenzbelastung der Piezosensoren nicht genügt (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 1).

Aufgrund der einwirkenden Biegemomente unterliegen die Verankerungsschraube und die Piezoelemente den höchsten mechanischen Spannungen im Messadapter (vgl. Anhang A7, Tabelle 32). Um beide Komponenten zu entlasten, werden am Umfang des Messadapters Stützelemente angebracht. Durch diese lassen sich die mechanischen Spannungen in der Verankerungsschraube und in den Piezosensoren reduzieren. Abb. 120 zeigt, dass sich die Spannung des anterior ausgerichteten Piezoelements durch diese Maßnahme von über 200 MPa auf eine durchschnittliche Spannung von ca. 115 MPa reduzieren lässt (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 1-3).

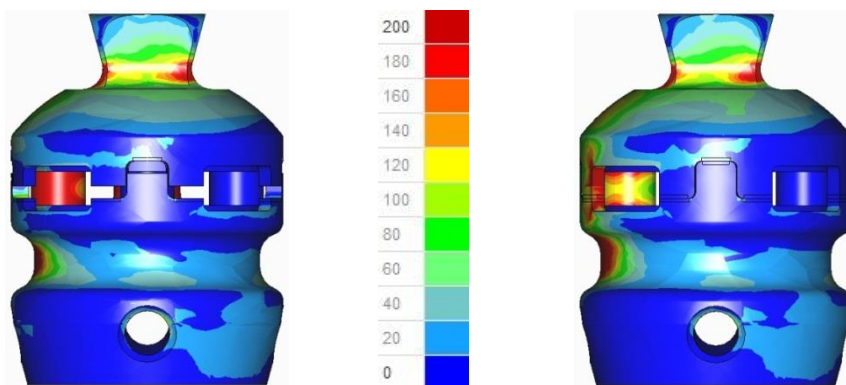


Abb. 120: Sicht auf Sagittalebene, links: Anteriorer Piezosensor unter F_{cmax} , ohne Stützelemente stark belastet, rechts: Anteriorer Piezosensor unter F_{cmax} , mit Stützelementen am Umfang entlastet, Legende in MPa

Zur weiteren Entlastung der Piezosensoren wird der Durchmesser der Verankerungsschraube in mehreren Iterationsschritten von 9,8 mm auf 12 mm vergrößert (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 3-5). Diese Vergrößerung hat eine erhöhte Steifigkeit der Verankerungsschraube zur Folge, wodurch die Verformung und somit die Belastung der Piezosensoren verringert wird. Der Durchmesser bezieht sich auf den Ort der minimalen Querschnittsverjüngung der Verankerungsschraube. Als zusätzliche Maßnahme zur Spannungsreduktion kann die Verankerungsschraube durch ein Titanbauteil ersetzt werden. Auch die Belastung auf die Piezosensoren kann hierdurch weiter reduziert werden (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 6).

Vorzugsweise wird die Vorspannung der Verankerungsschraube so ausgewählt, dass ein Abheben der Sensoren auf der entlasteten Seite des Messadapters verhindert wird. Auf diese Weise kann die Normalkraft durch den Abgleich der Sensoren berechnet werden. Wie in Kapitel 7.1.2 und Kapitel 8.3.1 gezeigt wird, ist die Berechnung der Normalkraft nicht zwingend erforderlich. Zudem wird empfohlen, die Piezosensoren mit maximal $100 \text{ N} \pm 2 \text{ MPa}$ vorzuspannen, um Fehlereinflüsse der mechanischen Vorspannung bei der Kraftberechnung mithilfe der Kraft-Ladungs-Hysterese gering zu halten (vgl. Kapitel 5.4 und Kapitel 8.3.3).

Das Anzugsdrehmoment einer Schraube errechnet sich additiv aus dem Gewindesteigungsdrehmoment, dem Gewindereibungsmoment und dem Kopfreibungsmoment [Klo 07]. Das Kopfreibungsmoment hat für die weiterführende Berechnung keine Bedeu-

tung, da die Verankerungsschraube über keine Kopfanlage verfügt. Im Folgenden werden das Gewindesteigungs- und das Gewindereibungsdrehmoment als M_{Gew} zusammengefasst.

Für metrische ISO-Gewinde mit einem Flankenwinkel von $\alpha = 60^\circ$ kann für das Montageanzugsmoment M_A geschrieben werden [Klo 07]:

$$M_A = F_V \cdot (0,159 \cdot P + 0,577 \cdot \mu_G \cdot d_2) \quad (7-1)$$

mit	F_V	Vorspannkraft Schraube
	$d_2 = 15 \text{ mm}$	Flankendurchmesser Schraube
	$P = 1$	Gewindesteigung

Für das Gewinde wird trockene Reibung Stahl auf Stahl angenommen [Nie 05].

$$\mu_G = 0,12 \quad \text{Reibungskoeffizient Gewinde}$$

Zur Bestimmung der Vorspannkraft F_V wird die Querschnittsfläche der Schraube mit einer Messgröße versehen. Die notwendige axiale Vorspannkraft des Messsystems wird iterativ mittels einer Spannungsanalyse unter der Bedingung bestimmt, dass sich der posterior angeordnete Sensor unter PBG 7, PLB II nicht abhebt. Die Analyse in Abb. 121, links, zeigt, dass der posteriore Piezosensor durch die Prüfkraft F_{cmax} vollständig entlastet wird und somit nicht sichergestellt werden kann, dass die Stirnflächen in dauerhaftem Kontakt mit den Leiterplatten stehen.

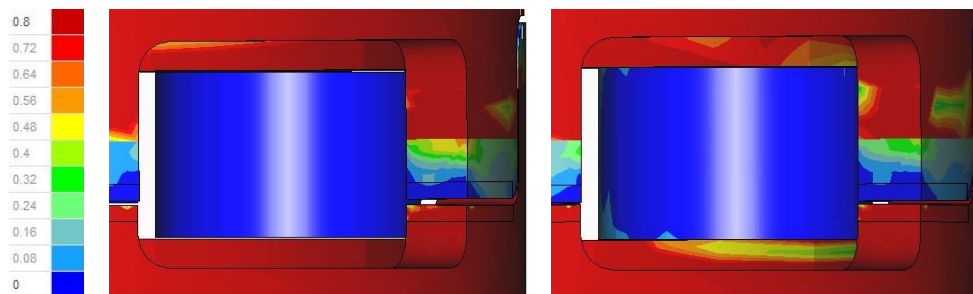


Abb. 121: Sicht auf Sagittalebene und posterioren/entlasteten Piezosensor unter PBG 7, PLB II, links: Ohne Vorspannkraft unter F_{cmax} , Piezosensor hebt sich ab, rechts: Mit Vorspannung 10,996 kN unter F_{cmax} , Piezosensor auf linker Seite in Kontakt mit Leiterplatte, Legende in MPa

Durch die überlagerte Vorspannkraft wird einem Abheben der Piezosensoren von den Leiterplatten entgegengewirkt (vgl. Abb. 121, rechts). Die linke Außenseite des Piezosensors überträgt trotz einwirkender Prüfkraft F_{cmax} eine Kraft zwischen Ober- und Unterteil des BINK. Die mechanischen Spannungen, welche durch die Vorspannkraft auf die Piezosensoren wirken, zeigen, dass die zur Verankerungsschraube liegende Seite eines Piezosensors stärker belastet wird als der außen liegende Bereich (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 7). An der zur Verankerungsschraube liegenden Seite werden Werte von über 200 MPa erreicht. Auch die Kombinationsbeanspruchung aus Vorspannkraft und Prüfbelastung zeigt, dass die mechanischen Spannungen der zuvor definierten Spannungsgrenzwerte deutlich überschritten werden (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 8).

Konstruktiv kann dieser Kantenpressung mithilfe einer Stützhülse zwischen Verankerungsschraube und Piezosensor entgegengewirkt werden. Um die Stützhülse zu integrieren, wird der Messadapter im Außendurchmesser um 4 mm vergrößert, die Wandstärke der Stützhülse ist mit 2 mm bemessen (vgl. Abb. 122).

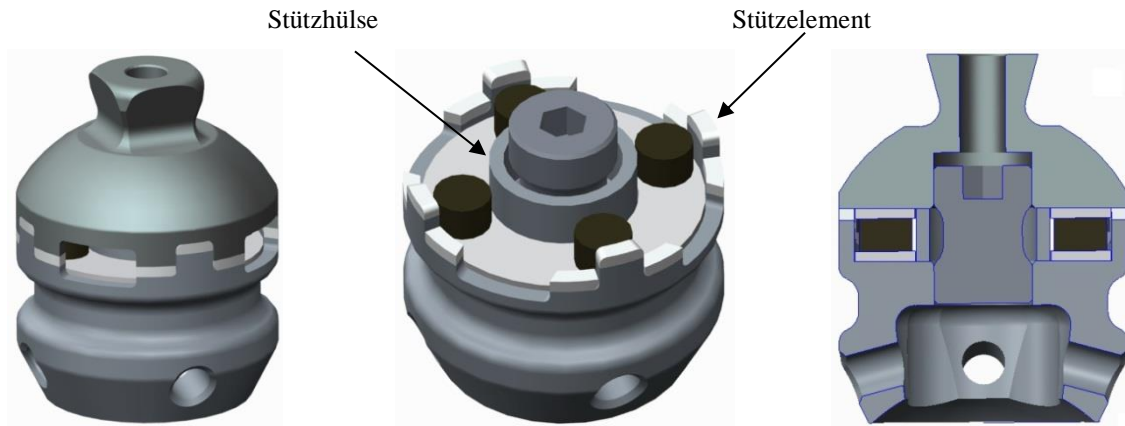


Abb. 122: Messadapter, vergrößerte Konstruktion mit Stützhülse und Stützelementen

Die FE-Analyse mit Stützhülse zeigt, dass sich bei vorgespannter Verankerungsschraube die Verformungen von Ober- und Unterteil reduzieren lassen und folglich weniger Kantenpressung auf die Piezosensoren wirkt (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 9). Nachteilig ist, dass durch die eingebrachte Stützhülse die Vorspannkraft des Messadapters vergrößert werden muss, um die vollständige Entlastung des Piezosensors unter Prüfbelastung zu kompensieren. Für eine identische Belastung des entlasteten Piezosensors ist mit Stützhülse eine etwa 30% größere Vorspannkraft notwendig (vgl. Abb. 123).

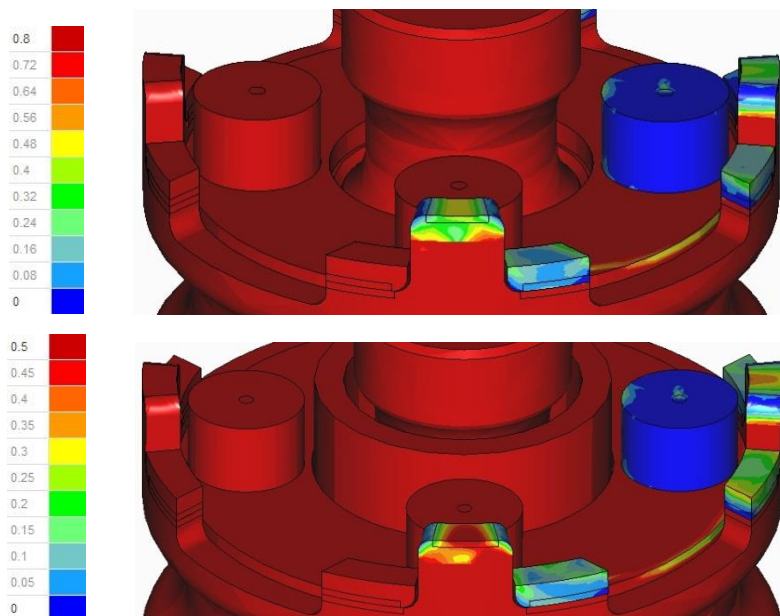


Abb. 123: Oben: Messadapter ohne Stützhülse, Vorspannung 10,996 kN, unten: Messadapter mit Stützhülse, Vorspannung 15,821 kN, Legende in MPa

Tabelle 32, Nr. 7 und Nr. 9 in Anhang A7, zeigen, dass durch die Stützhülse, trotz erhöhter Vorspannkraft der Verankerungsschraube, eine Spannungsreduktion der Piezosensoren resultiert. Die Analyse des Messadapters unter Überlagerung von Vorspannung und Prüfkraft zeigt, dass die Bauteilspannungen zwar weiter reduziert werden können, allerdings noch immer oberhalb der zuvor definierten Grenzwerte liegen (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 10).

Aus Gründen der Fertigungsvereinfachung wird die Verdrehssicherung des Messadapters zwischen Ober- und Unterteil in Form von Zylinderstiften innerhalb des Messadapters realisiert, sodass die Stützelemente einteilig ausgeführt werden können (vgl. Abb. 124).



Abb. 124: Links: Messadapter mit Verdrehssicherung und mehrteiliger Ausführung der Stützelemente, Mitte und rechts: Messadapter mit Verdrehssicherung in Form von Zylinderstiften (nicht dargestellt) und einteiliger Ausführung der Stützelemente

Die Unterschiede der Spannungen der FE-Analyse beider Ausführungsformen mit mehr- sowie einteiliger Gestaltung der Stützelemente sind vernachlässigbar gering (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 10-11). Grundsätzlich ist aus den FE-Analysen abzuleiten, dass eine starke mechanische Kopplung zwischen Ober- und Unterteil bei gleichzeitig geringer mechanischer Vorspannung der Piezosensoren nicht realisiert werden kann. Auch experimentelle Untersuchungen mit dem in Abb. 124, rechts, dargestellten Modell zeigten, dass die mechanische Überbestimmung der Abstützfläche aufgrund von Bauteiltoleranzen zu einer ungleichmäßigen Vorspannung der Piezosensoren führt. Als Folge ergibt sich ein stark unterschiedliches sensorisches Ansprechverhalten der einzelnen Sensoren, welches durch eine stärkere Vorspannung der Verankerungsschraube ebenfalls nicht ausgeglichen werden kann.

Aus diesem Grund wird ein Toleranzausgleich in Form von Gewindestiften in den Messadapter integriert. Mithilfe der Gewindestifte lassen sich die Sensoren unabhängig voneinander vorspannen (vgl. Abb. 125). Aus dem Toleranzausgleich resultiert, dass die Sensoren gleichmäßig kontaktiert werden und ein Kraftnebenschluss ohne mechanische Überbestimmung sichergestellt werden kann. Die Auftrennung der oberen Platine in Segmente gewährleistet zudem eine rückkopplungsfreie Montage der einzelnen Sensoren. Dadurch können die Piezosensoren, unabhängig von der Vorspannkraft der Verankerungsschraube, beliebig stark vorgespannt werden.

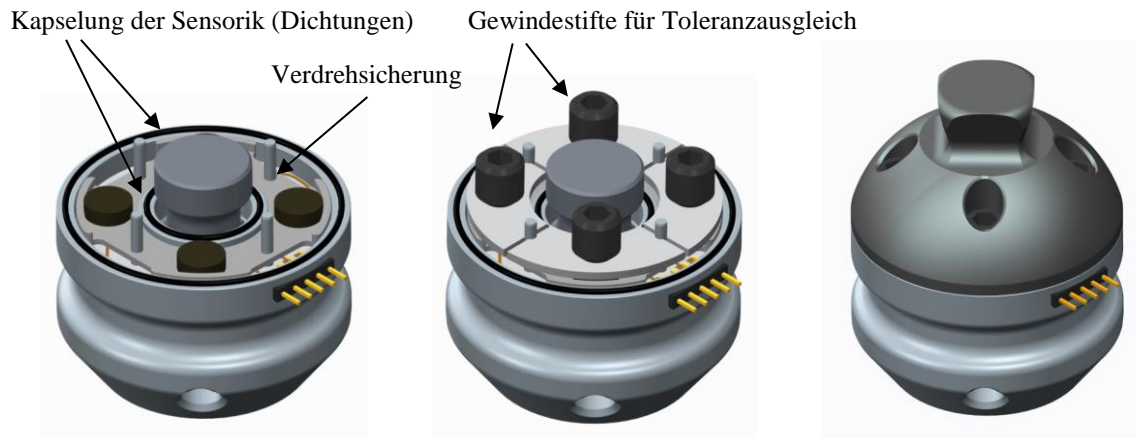


Abb. 125: Weiterentwicklung des Messadapters mit integriertem Toleranzausgleich

In Kapitel 5.6 wurde der negative Einfluss von Umwelteinflüssen auf das Ladungssignal nachgewiesen. Aus diesem Grund besteht die Notwendigkeit, die Sensorik im Inneren des Messadapters vor Umwelteinflüssen zu isolieren. Abb. 125 zeigt den Messadapter mit integriertem Toleranzausgleich sowie einer Isolierung der Sensorik gegen Umwelteinflüsse durch die Verwendung von Dichtringen. Die Verankerungsschraube und die Gewindestifte können bei der Montage ebenfalls mit Elementen zur Gewindedichtung versehen werden.

Ober- und Unterteil werden mit einem Montageanzugsmoment von ca. 70 Nm verbunden. Nach Formel (7-1) ergibt sich daraus eine Vorspannkraft von ca. 58 kN. Diese liegt deutlich oberhalb der Vorspannkraft, welche durch die FE-Analyse ermittelt wurde. Die Vorspannkraft ist dennoch zulässig, da die Vorspannung der Piezosensoren hierdurch nicht beeinflusst wird (vgl. Abb. 125). Durch die erhöhte Vorspannung wird sichergestellt, dass sich der äußere Stützring auf der entlasteten Seite des Messadapters unter schwingender Prüfbelastung sowie unter Überlasten nicht abhebt. Das maximal zulässige Anzugsmoment der Gewindestifte wird experimentell in Kapitel 8.3.3 bestimmt und beträgt 0,3 Nm bzw. 1/5 der maximal aufgespannten Kraft-Ladungshysterese/Momenten-Ladungshysterese.

Die Materialauswahl von Ober- und Unterteil des Messadapters bietet zudem die Möglichkeit, die Elastizitätsmodule, die resultierende Verformung und folglich die Krafteinwirkung auf die Piezosensoren an unterschiedliche Körpergewichtsklassen und Belastungssituationen anzupassen. Bis zu einem Körpergewicht von 100 kg (PBG 5 nach ISO 10328) stellt sich das Material Aluminium als besonders vorteilhaft dar (vgl. Anhang A7, Tabelle 33, Nr. 1). Die zuvor definierten Grenzwerte werden in dieser Konfiguration nur minimal überschritten. Die weiterführenden Versuche werden daher mit einem Messadapter aus Aluminium durchgeführt. Bei einem Körpergewicht von 100-150 kg zeigt das Material Stahl aufgrund des höheren E-Moduls besondere Vorteile. Die Ausführung aus Stahl zeigt unter PBG 7 im Vergleich zur Ausführung aus Aluminium unter PBG 5 eine geringe Flächen- und Kantenpressung der Piezosensoren (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 12-13 und Tabelle 33, Nr. 1). Die Stützwirkung der inneren und äußeren Ringstruktur reduziert die Belastung der Piezosensoren auf ein Maß, welches im Bereich der zuvor definierten Grenzwerte liegt. Im Vergleich der Werkstoffe PIC 255 und PIC 181 zeigt sich unter Verwendung von PIC 181 eine ca. $100 \text{ N} \pm 2 \text{ MPa}$ größere Belastung der Sensorelemente. Zurückzuführen ist dieser Effekt auf das größere Elastizitätsmodul des Materials PIC 181 im Vergleich zu PIC 255 (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 13-14 und Tabelle 33, Nr. 1-2).

7.1.2 Sensorausrichtung, Sensoranzahl und Normalkrafteinfluss

Der Messadapter soll insbesondere dazu genutzt werden, eine Schadensanalyse von Strukturbauteilen durchzuführen. Als Kenngröße zur Beurteilung der Schädigung können z.B. Momente, Kräfte, Dehnungen, etc. dienen. Aufgrund der in Kapitel 6 durchgeführten Abschätzung der GEH-Vergleichsspannung sind die Momente und Kräfte hinsichtlich der Bauteilschädigung unterschiedlich zu bewerten. Die Normal- und Querkräfte sind im Vergleich zu den Momenten während des üblichen Gebrauchs der Prothesenstruktur vernachlässigbar. Zur Beurteilung der Strukturschädigung sind daher die Summenmomente oder die Sagittal- und Frontalmomente zu erfassen. Hierfür sind mindestens zwei Sensoren erforderlich. Grundsätzlich besteht die Möglichkeit, weitere Sensoren zu implementieren, um damit beispielsweise die dreidimensionale Lage des Kraftvektors im Raum bestimmen zu können. Eine größere Anzahl von Sensoren führt dagegen zu einer höheren Komplexität und einem stärkeren Energiebedarf des Messadapters beim Verarbeiten der Messsignale. Des Weiteren besteht für eine Schadensbeurteilung keine Notwendigkeit, die Lage des Vektors im Raum zu kennen.

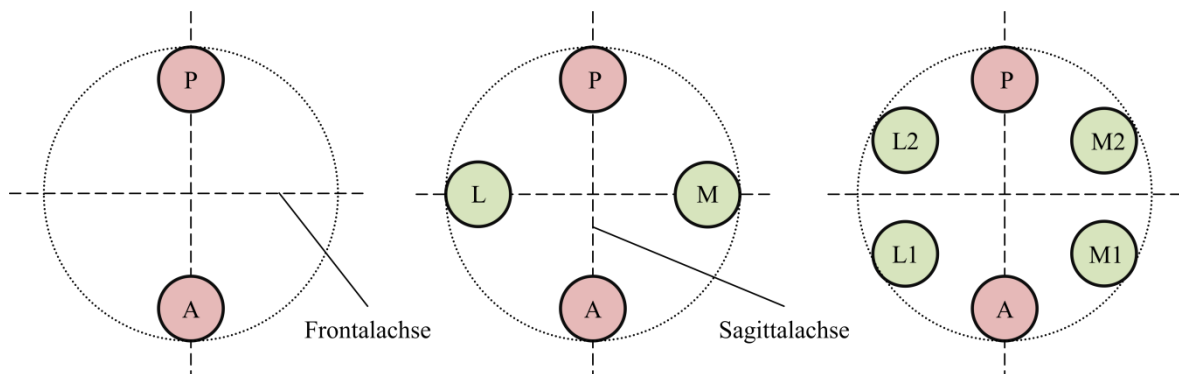


Abb. 126: Verschiedene Sensoranordnungen mit Sicht auf Transversalebene, dargestellt für rechtes Bein, A(nterior), P(osterior), M(edial), L(ateral) kennzeichnen die räumliche Ausrichtung

Abb. 126 zeigt die Ausrichtung der Sensoren für unterschiedliche Messauflösungen der zu erfassenden Summen- bzw. Sagittal- und Frontalmomente. Aus Symmetriegründen und zur gleichmäßigen Lastverteilung sind vier Sensoren in einem Winkelabstand von 90° bzw. sechs Sensoren in einem Winkelabstand von 60° zu empfehlen. Das Ebenenmoment kann in Abhängigkeit des Belastungszustands der Einzelelemente berechnet werden. Für eine Schadensüberwachung von Fußstrukturen kann die Erfassung der Sagittalmomente ausreichend sein, da die Frontalmomente vergleichsweise gering ausfallen. In diesem Fall ist eine Sensoranordnung nach Abb. 126, links, denkbar.

Die Piezosensoren werden auf einem Durchmesser von 31 mm im Messadapter positioniert. Mit einem Durchmesser des Sensors von 8 mm ergibt sich folglich ein Außenkantendurchmesser von 39 mm. An den Messadapter angeschlossene Prothesenkomponenten stützten sich in einem Durchmesser von ca. 32 mm auf der Ober- bzw. Unterseite des Adapters ab. Liegt der Vektor außerhalb dieses Durchmessers, so wirkt ein Moment auf den Messadapter. Dies führt zu einer Biegebewegung der Mittelachse und somit zu einer verstärkten Krafteinwirkung auf den Sensor auf der Belastungsseite sowie zu einer Kraftentlastung auf der Gegenseite. Liegt der Vektor innerhalb dieses Durchmessers, so wirkt

auf alle Sensoren eine Druckkraft, welche als Normalkraft detektiert werden kann. Wenn die Normalkraft nicht gesondert erfasst wird, können die Biegemomente nicht korrekt bestimmt werden. Die Messwerte der Biegemomente enthalten ebenfalls den Kraftanteil, welcher durch die Normalkraft auf alle Sensorelemente wirkt. Das Moment kann durch einen von der Biegeachse entfernt liegenden Vektor mit geringer Normalkraft oder durch einen nah an der Biegeachse des Adapters liegenden Vektor mit hoher Normalkraft erzeugt werden. Insbesondere kurze Hebelarme in Kombination mit großen Normalkräften führen zur Interpretation zu großer Biegemomente. Zur Abschätzung dieses Fehlers wird eine FE-Analyse auf Grundlage des mechanischen Aufbaus mit vier Sensoren durchgeführt (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, V2). Hierfür werden Simulationen erstellt, bei welchen der Messadapter mit konstanten Momenten belastet wird. Insgesamt werden fünf Simulationen durchgeführt, wobei die Hebelarme von 0,03 m bis 0,48 m sowie die orthogonal zu den Sensoren wirkenden Kräfte von 250 N bis 4000 N variieren, sodass sich rechnerisch in jeder Konfiguration ein Moment von 120 Nm ergibt. Das gemessene Moment des Sensors wird in der Simulation mithilfe einer Messgröße auf dem Piezosensor bestimmt. Bei einer Belastungskraft von 250 N und einem Hebelarm von 0,48 m ist der Einfluss der Normalkraft auf das gemessene Moment vernachlässigbar gering. Alle folgenden Simulationen werden auf diese Konfiguration bezogen, sodass sich bei kürzeren Hebelarmen und größeren Kräften stärkere Einflüsse der Normalkräfte auf das gemessene Moment ergeben. Abb. 127, oben, zeigt das Ergebnis dieser Simulation und den resultierenden Messfehler. Die Darstellung erfolgt in Form des Verhältnisses von Moment zur Normalkraft, da auf diese Weise eine Unabhängigkeit von der Hebelarmlänge erreicht werden kann.

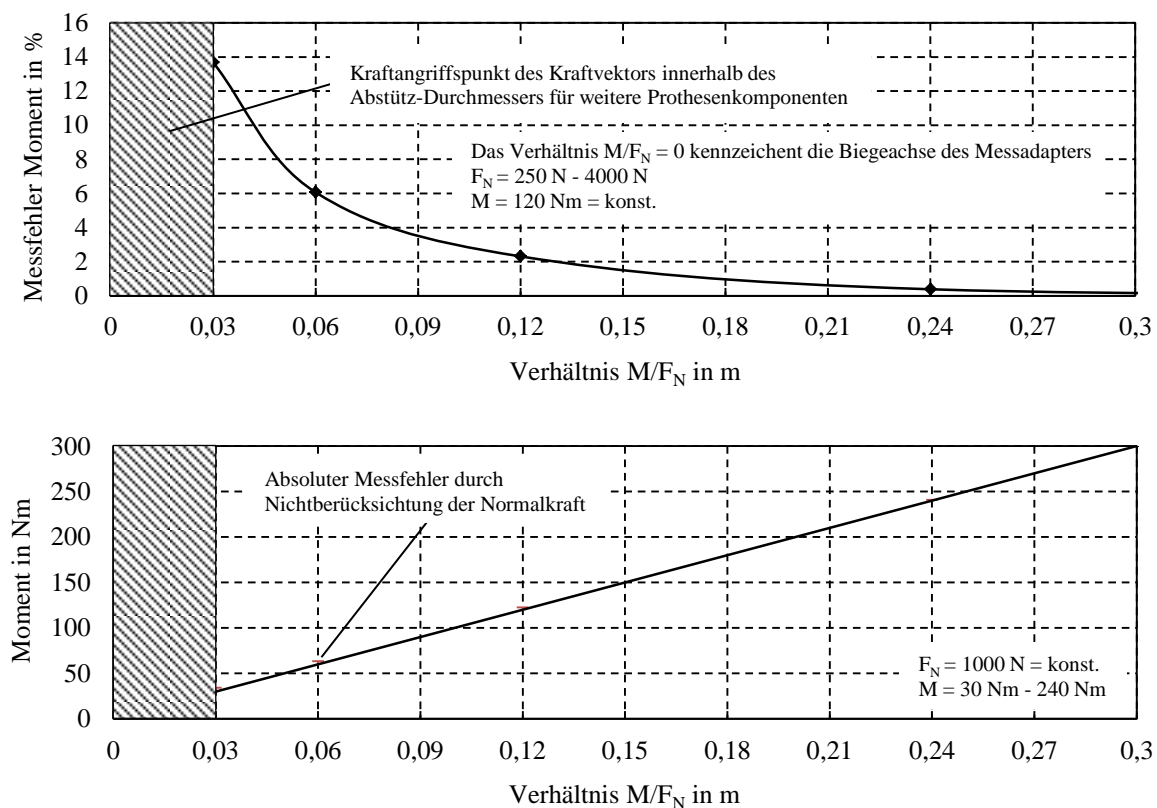


Abb. 127: Oben: Abhängigkeit zwischen Messfehler und M/F_N -Verhältnis, $M = \text{konst.}$, unten: Moment in Abhängigkeit des M/F_N -Verhältnis, $F_N = \text{konst.}$

Den oberen Simulationsergebnissen in Abb. 127 ist zu entnehmen, dass Vektoren mit großen resultierenden Kräften und geringen Abständen zur Biegeachse einen Messfehler des Moments von $> 14\%$ verursachen können. Ab einer Hebelarmlänge bzw. einem Verhältnis $M/F_N > 0,25$ m liegt der Messfehler der Normalkraft auf das Moment unter 1% und ist somit unbedeutend gering.

Sehr hohe Momente ergeben sich in der Regel aus einer Kombination von großen Kräften und langen Hebelarmen. Normalkräfte, welche die regulären Belastungskräfte deutlich übersteigen (> 2000 N) und in Kombination mit kurzen Hebelarmen große absolute Messfehler des Moments hervorrufen, treten nur in sehr geringer Anzahl auf. In Bezugnahme auf die durchschnittlichen Lastzyklen innerhalb von drei Jahren ist die Anzahl von überdurchschnittlich hohen Belastungskräften zu vernachlässigen (vgl. Anhang A3, Abb. 192). Während des ebenen Gehens generiert ein Mensch mit einem Körpergewicht von ca. 85 kg zum Zeitpunkt der Belastungsantwort und der terminalen Standphase eine Normalkraft von ca. 1000 N (vgl. Kapitel 2.2.2). Bei einer Normalkraft von 1000 N ergibt sich in Abhängigkeit verschiedener Hebelarmlängen der in Abb. 127, unten, visualisierte Verlauf des Moments. Bezogen auf den Gesamtmessbereich des Messadapters von ca. 200 Nm unterliegen insbesondere geringe Momente von < 60 Nm größeren Messfehlern von über 6% . Große Messfehler treten somit vorwiegend nur bei kleinen M/F_N -Verhältnissen und kleinen absoluten Momenten auf. Daher müssen die Messfehler, welche aus der Normalkraft resultieren, bezogen auf den Gesamtmessbereich des Messadapters, nicht weiter berücksichtigt werden (vgl. Abb. 127, unten).

7.1.3 Kraft-Momenten-Verhältnis des Messadapters

Die geometrische Gestaltung des Messadapters besitzt einen nicht unerheblichen Einfluss auf die Kopplung zwischen den äußeren Kräften und den resultierenden Sensorsignalen. Idealisiert betrachtet berechnet sich das Ebenenmoment, welches durch eine zwischen zwei Sensoren wirkende Normalkraft eingeleitet wird, in Abhängigkeit von trigonometrischen Beziehungen (vgl. Abb. 128). Das bedeutet, dass sich mit änderndem Winkel des Kraftangriffs, das Moment in exakter Abhängigkeit der Verhältnisse der Hebelarme ebenfalls ändert. Angesichts der Stützwirkung der Sensoren ergeben sich messtechnische Abweichungen, welche im Folgenden untersucht werden.

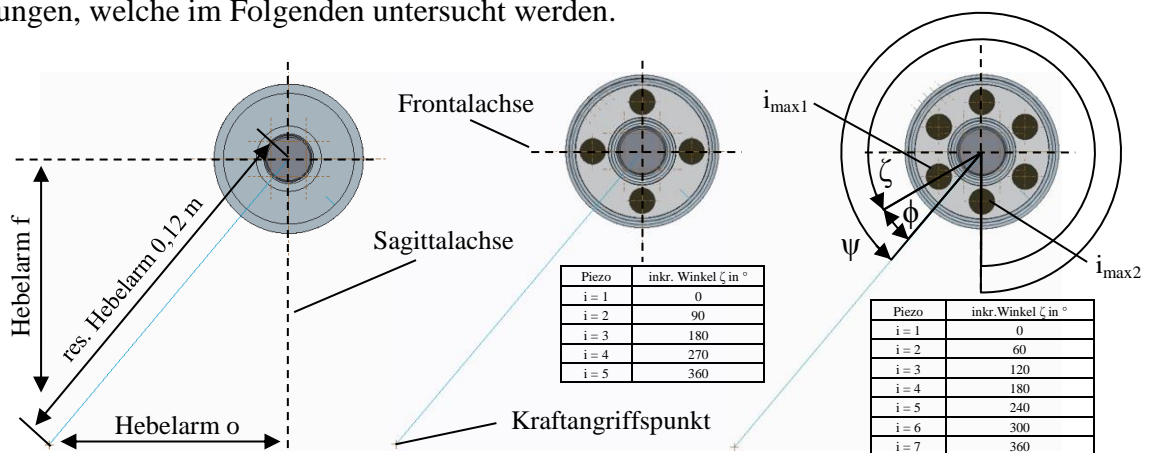


Abb. 128: Links: Ausführung des Messadapters ohne Sensoren, Mitte: Vier Piezosensoren, rechts: Sechs Piezosensoren

Zunächst ist es erforderlich, eine Definition für den resultierenden Kraftangriffswinkel ψ festzulegen. Die Definition dieses Winkels ψ erfolgt über zwei weitere Winkel, den inkrementellen Winkel ζ und den Winkel ϕ . Der Winkel ζ kennzeichnet die Winkelposition des maximal belasteten Sensors während der Belastung des Messadapters und nimmt daher nur inkrementelle Werte an, welche der Winkelpositionen der Sensoren entsprechen. Der Winkel ϕ definiert den Winkel des Kraftangriffs zwischen den zwei maximal belasteten Sensoren und nimmt daher je nach Sensoranordnung einen Wertebereich von 0° bis 45° (vier Sensoren) bzw. 0° bis 30° (sechs Sensoren) an. Der resultierende Kraftangriffswinkel ψ berechnet sich demnach aus dem inkrementellen Winkel ζ und dem Winkel ϕ (vgl. Abb. 128, rechts). Je nach Lage des Lastvektors kann für die Berechnungen von ψ die Formel (7-2) oder (7-3) angewendet werden.

$$\psi = \zeta + \phi \quad (7-2)$$

$$\psi = \zeta - \phi \quad (7-3)$$

Zur Beurteilung des geometrischen Einflusses des mechanischen Aufbaus im Messadapter werden mittels einer FE-Analyse in einem Winkelabstand von jeweils 5° Normalkräfte von 1000 N im Bereich von 0° bis 45° mit einem Hebelarm von 120 mm aufgebracht. Rechnerisch ergibt sich bei einem inkrementellen Winkel ζ (vgl. Abb. 128) von 0° bzw. 180° oder 90° bzw. 270° ein Sagittal- bzw. Frontalmoment von 120 Nm. Die Normalkraft, welche auf die Piezosensoren in der jeweiligen Winkelposition einwirkt, wird mithilfe einer Messgröße durch eine FE-Analyse ermittelt.

Bei Anwendung der hier vorgestellten Ergebnisse ist es grundsätzlich empfehlenswert, das hysteresebehaftete Ladungssignal der Sensoren zuvor zu linearisieren. Der in Kapitel 5.4 beschriebene Algorithmus zwischen Kraft und Ladung kann in gleicher Weise auf die Beziehung zwischen Moment und Ladung angewendet werden. Für die folgenden Betrachtungen wird daher von einem linearen Sensorsignal ausgegangen.

Zur Bestimmung des Summenmoments ist zunächst die Ermittlung des Winkels ϕ notwendig. ϕ definiert diesen Winkel zwischen den zwei maximal belasteten Sensoren, sowie ausgehend vom Sensor der größten Belastung $i_{\max 1}$ (vgl. Abb. 128, rechts). Aus dem Quotienten der Momente der jeweils zwei maximal belasteten Sensoren $i_{\max 1}$ und $i_{\max 2}$ kann folglich der Winkel ϕ bestimmt werden. Die Verwendung von vier Sensoren in einem Winkelabstand von 90° führt dazu, dass das Verhältnis $M_{\max 1}/M_{\max 2}$ bei einem Winkel $\phi = 0^\circ$ Werte von > 20 annimmt. Das Summenmoment wirkt in diesem speziellen Fall ausschließlich in der Sagittal- bzw. Frontalebene. Liegt das Verhältnis bei einem Wert von 1, so wirkt das Summenmoment zu gleichen Anteilen in der Sagittal- und Frontalebene. Für den Winkel ϕ ergibt sich demnach ein Wert von 45° . Bei der Verwendung eines Messadapters mit insgesamt sechs Sensoren ergibt sich geometrisch ein Winkelabstand von 60° zwischen den Sensoren. Das Verhältnis $M_{\max 1}/M_{\max 2}$ liegt bei einem Winkel $\phi = 0^\circ$ hingegen bei einem Wert von nur 2,1. Die erforderliche Sensitivität des Messbereichs kann folglich bei einem Messadapter mit sechs Sensoren geringer ausfallen. Die Zusammenhänge sind in Abb. 129, links, für unterschiedliche Sensoranordnungen visualisiert.

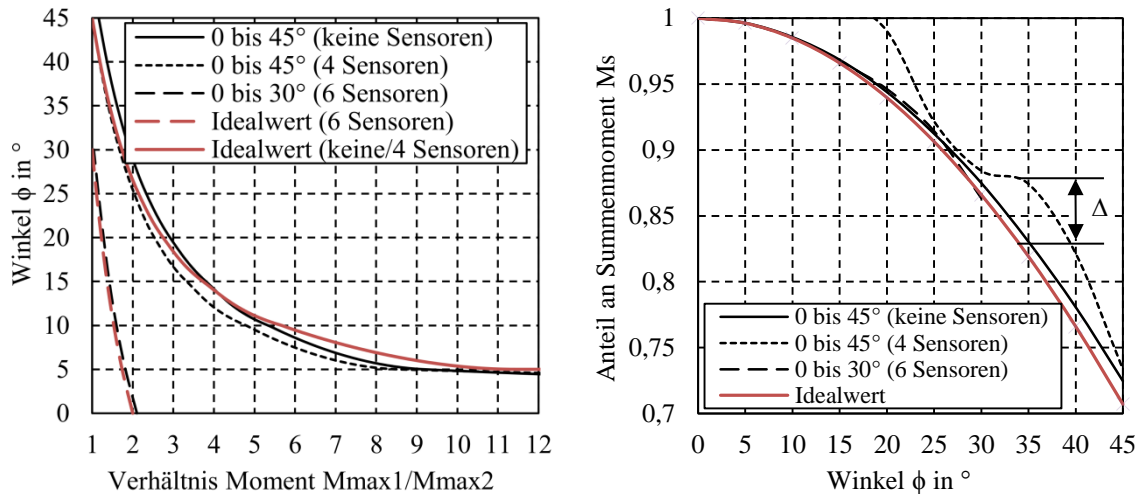


Abb. 129: Links: Zusammenhang zwischen Momentenverhältnis und Winkel ϕ , rechts: Zusammenhang zwischen Winkel ϕ und Anteil an Summenmoment

Aufgrund der Stützwirkung der Sensoren am Umfang resultieren Abweichungen bei der Berechnung des anteiligen Summenmoments aus dem Winkel ϕ . Im Idealfall würde sich das Moment, welches vom Sensor $i_{\max 1}$ gemessen wird, bei Änderungen des Hebelarmverhältnisses über trigonometrische Beziehungen bestimmen lassen. Dieses Idealverhalten entspricht dem Verlauf des Idealwerts in Abb. 129, rechts. Die FE-Analyse eines Modells ohne Sensoren zeigt, dass sich der Verlauf aufgrund der nicht vorhandenen Stützwirkung der Sensoren dem Idealwert stark annähert (vgl. Abb. 128, links). Die größte Nichtlinearität tritt bei einer Anordnung von vier Sensoren auf (vgl. Abb. 129, rechts). Die Anordnung von sechs Sensoren zeigt hingegen eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Idealwert. Zurückzuführen ist dieser Zustand auf den größeren Symmetriegrad der Sensoranordnung und der folglich besseren Stützwirkung durch die größere Anzahl von Sensoren. Auch der geringere Winkelabstand zwischen den Sensoren wirkt sich positiv auf das Ergebnis aus. Mithilfe des Winkels ϕ kann der Anteil an dem Summenmoment bestimmt werden, welches über dem maximal belasteten Piezosensor $i_{\max 1}$ wirkt. Ergibt sich beispielsweise ein Winkel von $\phi = 10^\circ$, so wirkt der resultierende Lastvektor 10° versetzt zum maximal belasteten Sensor. Demnach ergibt sich nach Abb. 129, rechts, ein anteiliges Summenmoment von ca. 98%, welches über dem Sensor $i_{\max 1}$ wirkt. Mit Hilfe dieser Angabe kann das resultierende Summenmoment nach Formel (7-4) bestimmt werden. Um die geometrischen Einflüsse (Differenz Δ) zu kompensieren, sollte der Verlauf durch eine mathematische Regressionen abgebildet werden (vgl. Abb. 129, rechts). Insbesondere die Anordnung von vier Sensoren zeigt hierbei deutliche Abweichungen vom Idealwert.

Wird bei einer Anordnung von sechs Sensoren keine Winkelkompensation vorgenommen und das Summenmoment ausschließlich auf Grundlage des maximal belasteten Sensorelements ($M_s = M_{\max 1}$) bestimmt, wird im ungünstigsten Fall nur ein Anteil von ca. 0,87 des resultierenden Summenmoments gemessen. Folglich kann ein Fehler von bis zu 13% entstehen. Bei vier Sensoren vergrößert sich dieser Fehler entsprechend. Die Korrektur der Sensorsignale in Abhängigkeit des Winkels sollte daher zwingend durchgeführt werden.

$M_{\max 1}$ entspricht einer Ladungsmenge, welche sich teils aus der Normalkraft und teils aus dem „wirklichen“ Biegemoment zusammensetzt. Korrekterweise müsste die Ladungsmen-

ge des Normalkraftanteils von $M_{\max 1}$ subtrahiert werden. Da dieser Anteil relativ gering ausfällt (vgl. Kapitel 7.1.2) und derzeit keine Möglichkeit vorgesehen ist, den Normal-kraftanteil der Ladungsmenge zu erfassen, bleibt dieser in der folgenden Betrachtung unberücksichtigt.

Nach Bestimmen des Winkels ϕ sowie des anteiligen Summenmoments kann das resultierende Summenmoment M_S berechnet werden:

$$M_S = \frac{M_{\max 1}}{\text{Anteil an Summenmoment } M_S} \quad (7-4)$$

Das in der Sagittal- und Frontalebene wirkende Moment drückt sich folglich über die Winkel ζ und ϕ sowie dem Summenmoment M_S aus:

$$M_O = M_S \cdot \left| \cos \left(\zeta_{i_{\max 1}} + (i_{\max 2} - i_{\max 1}) \cdot \phi \right) \right| \quad (7-5)$$

$$M_F = M_S \cdot \left| \sin \left(\zeta_{i_{\max 1}} + (i_{\max 2} - i_{\max 1}) \cdot \phi \right) \right| \quad (7-6)$$

Das Entfernen der Betragsstriche aus Formel (7-5) und (7-6) ermöglicht eine drehrichtungsabhängige Zuordnung der Momente.

Abb. 130 zeigt den in Abb. 129, rechts, dargestellten Zusammenhang für eine „starre Kopplung“ zwischen Ober- und Unterteil des Messadapters. Bei der Randbedingung der „starren Kopplung“ werden in der FE-Analyse Ober- und Unterteil zu einem Bauteil verschmolzen, wodurch Kräfte in Zug- und Druckrichtung übertragen werden können. Die zuvor dargestellten Ergebnisse (vgl. Abb. 129) basieren auf der Randbedingung „Kontakt“, wodurch an der Kontaktstelle von Ober- und Unterteil ausschließlich Druckkräfte übertragen werden können. Die Kurvenverläufe in Abb. 130 weisen eine deutlich höhere Übereinstimmung mit dem Idealwert auf, insbesondere bei einer Anordnung von nur vier Sensoren. Hierdurch zeigt sich, dass der Grad der Nichtlinearität nicht ausschließlich durch die Anzahl der Sensoren bestimmt wird, sondern ebenfalls durch die Art der mechanischen Kopplung zwischen Ober- und Unterteil bedingt ist.

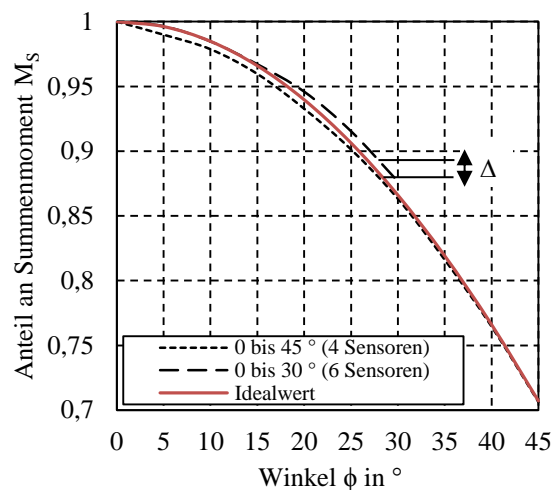


Abb. 130: Zusammenhang zwischen Winkel ϕ und Anteil an Summenmoment für „starre Kopplung“

In der Realität kann eine derartige Nichtlinearität reduziert werden indem eine ausreichend hohe Vorspannung zwischen Ober- und Unterteil aufgebracht wird. Bei der Montage des

Messadapters ist daher ein ausreichend hohes Montageanzugsmoment zwischen Ober- und Unterteil sicherzustellen. Dieses wird in Kapitel 7.1.1 auf ca. 70 Nm festgelegt.

Im Folgenden wird der Verlauf von aufgebrachtem Moment und resultierender Normalkraft auf den Sensor bei einem inkrementellen Winkel von $\zeta = 0^\circ$ sowie $\phi = 0^\circ$ und äußeren Belastungskräften von 0-1500 N untersucht. Der resultierende Hebelarm beträgt weiterhin 120 mm. Die FE-Analyse wird sowohl für die Randbedingung „Kontakt“ (vgl. Abb. 131, links), als auch für die Randbedingung „starre Kopplung“ (vgl. Abb. 131, rechts) zwischen Ober- und Unterteil durchgeführt. Im direkten Vergleich beider Randbedingungen zeigt sich auch hier unter „Kontakt“ eine stärkere Nichtlinearität zwischen eingelegtem Moment und bezogener, resultierender Normalkraft. Die größte Nichtlinearität zeigt erneut die Anordnung von vier Sensoren.

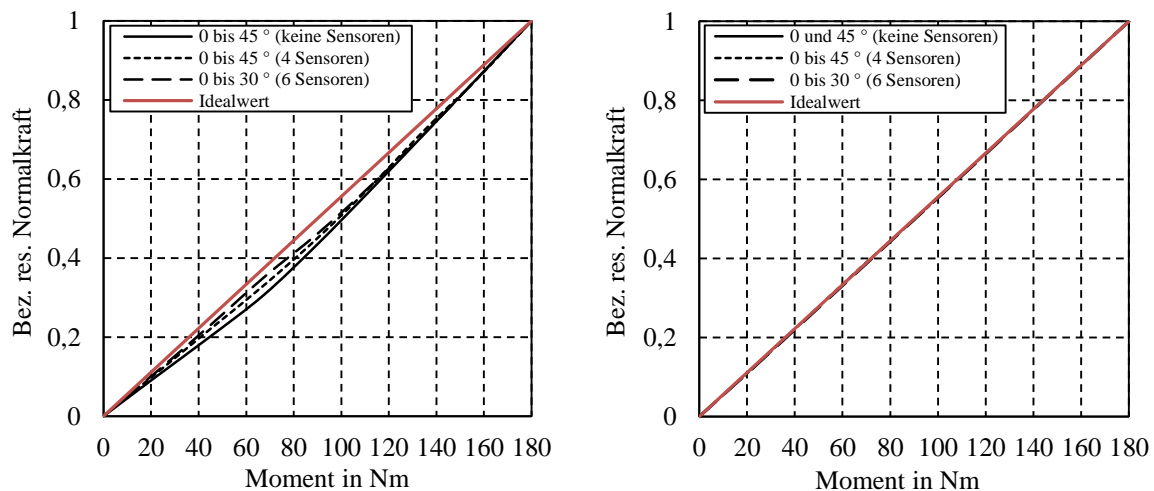


Abb. 131: Links: Zusammenhang zwischen Moment und bezogener, resultierender Normalkraft des Sensors für Randbedingung „Kontakt“, rechts: Zusammenhang zwischen Moment und bezogener, resultierender Normalkraft des Sensors für Randbedingung „starre Kopplung“

Grundsätzlich werden Nichtlinearitäten, welche sich aus dem mechanischen Aufbau des Messadapters ergeben, durch die Aufnahme der Momenten-Ladungs-Hysteresis und unter Anwendung des Hysteresisalgorithmus korrigiert (vgl. Kapitel 5.4). Um die Hysteresisöffnung klein zu halten ist es daher empfehlenswert, die mechanischen Einflüsse auf die Hysteresisöffnung zu minimieren. Aus den durchgeführten FE-Analysen ist abzuleiten, dass die Verwendung von sechs Sensoren gegenüber der Verwendung von vier Sensoren deutliche Vorteile bietet. Die stärkere mechanische Abstützung führt zu einer größeren Linearität des Messsignals und somit ebenfalls zu einer reduzierten Hysteresisöffnung. Auch ein hohes Anzugsmoment zwischen Ober- und Unterteil, welches in Kapitel 7.1.1 auf ca. 70 Nm festgelegt wurde, trägt zu einer Reduzierung der Nichtlinearitäten zwischen dem äußeren Moment und der resultierenden Sensorkraft bei. Des Weiteren führt die Verwendung von sechs Sensoren im Vergleich zu vier Sensoren zu geringeren absoluten Belastungen der Sensoren (vgl. Anhang A7, Tabelle 32, Nr. 14 und Nr. 15).

Experimentelle Untersuchungen des Messadapters zeigten ebenfalls, dass die Anordnung von vier Sensoren zu einem ungleichmäßigen sensorischen Ansprechen der Piezoelemente führt. Die Messwerte weisen insbesondere bei kleinen Drehmomenten und kleinen Win-

keln ϕ starke Abweichungen vom idealen Verhalten auf. Die in den folgenden Kapiteln durchgeführten experimentellen Untersuchungen beziehen sich daher ausschließlich auf die Anordnung von sechs Piezosensoren in einem Winkelabstand von 60° . Abb. 132 zeigt eine Explosionsansicht des entwickelten Messadapters.

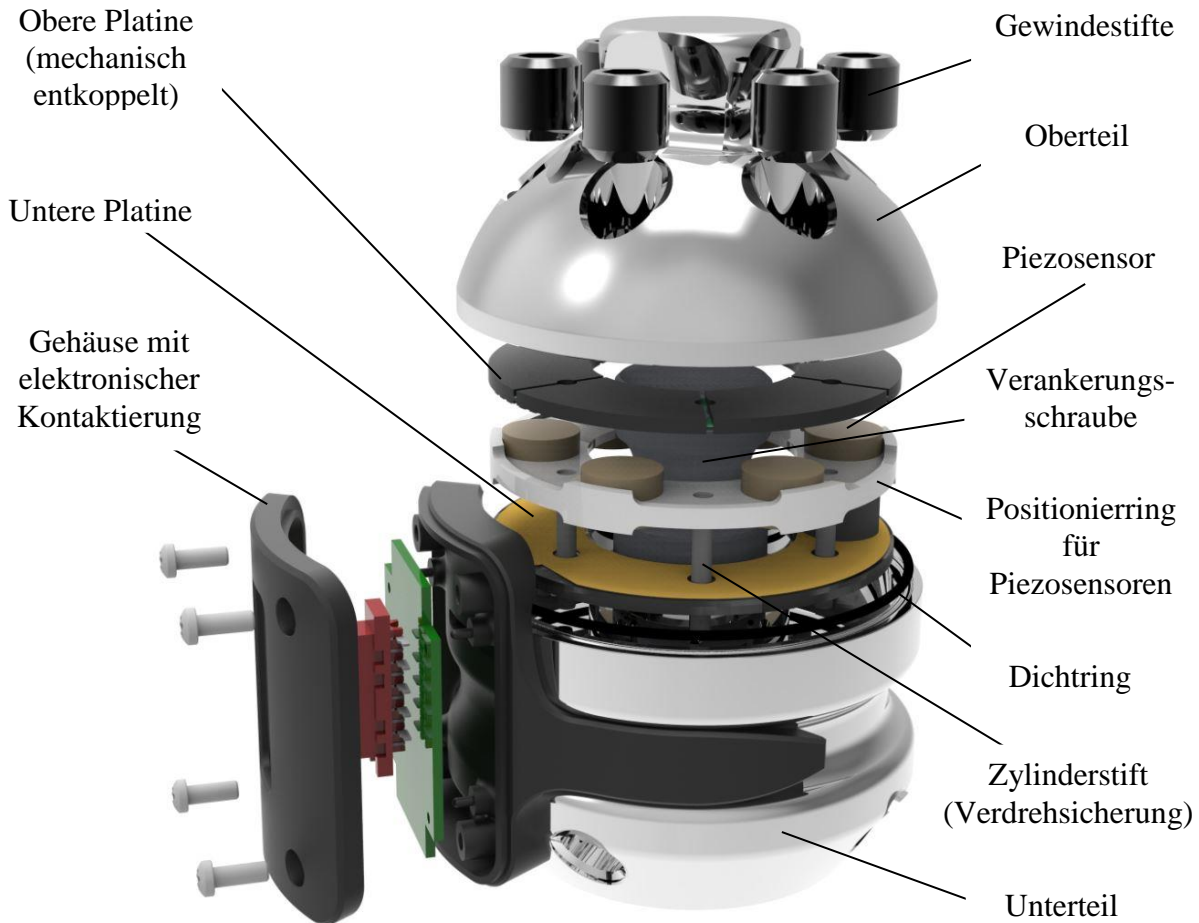


Abb. 132: Mechanischer Aufbau des Messadapters mit sechs Piezosensoren

7.2 Fazit

Das von Wulff, Gallinger und Motschmann [Wul 09b] [Wul 09c] [Wul 11] erstellte Konzept eines Beanspruchungsindikators liefert eine konstruktive Grundlage für die weitere Ausführung eines mobilen Messadapters zur Lebensdauerabschätzung. Ausgehend von der ursprünglichen Konstruktion ist eine stärkere mechanische Abstützung erforderlich, um die Sensoren nicht über deren Beanspruchungsgrenze hinaus zu belasten. Aus diesem Grund werden die Sensoren in einem Kraftnebenschluss betrieben. Ein Toleranzausgleich stellt sicher, dass alle Sensoren in gleicher Weise vorgespannt werden. Weiterhin wird die Konstruktion so ausgeführt, dass Dichtungsmaterialien eingesetzt werden, um die Messelektronik vor Umwelteinflüssen schützen zu können (vgl. Kapitel 7.1.1). Deutliche Vorteile bietet außerdem die Anordnung von sechs Sensoren gegenüber der Verwendung von vier bzw. zwei Sensoren. Wie die FE-Analyse des Messadapters zeigt, führt die stärkere mechanische Abstützung einerseits zu einer größeren Linearität der Messgröße, andererseits zu einer geringeren Kantenpressung der Piezosensoren (vgl. Kapitel 7.1.2). Eine präzise

Ermittlung der Biegemoment erfordert es, den Anteil der Normalkraft aus dem Biegemoment zu beseitigen. Erfolgt dies nicht, so werden dauerhaft zu große Biegemomente gemessen. Der hieraus resultierende Messfehler wird in Kapitel 7.1.2 bewertet. Die Bewertung zeigt, dass der Messfehler als sehr gering einzustufen ist und daher der Einsatz eines weiteren Sensors zur Aufzeichnung der Normalkraft nicht notwendig erscheint. Kapitel 7.1.3 zeigt ein Konzept, wie aus den zwei maximal belasteten Sensoren der Winkel der angreifenden Kraft sowie das Sagittal- und Frontalmoment berechnet werden kann. Bei diesem Konzept werden die Einflüsse auf das Messsignal, welche durch die Abstützung der Sensoren am Umfang bedingt sind, kompensiert. Die messtechnische Überprüfung der hierfür erforderlichen Berechnungsvorschriften erfolgt in Kapitel 8.

8 Experimentelle Überprüfung des Messadapters

Im Messadapter sind die Piezoelemente von einer mechanischen Stützstruktur umgeben. Die Verformung dieser Struktur wird durch das E-Modul der Materialien bestimmt. Da die Sensoren im Kraftnebenschluss angeordnet sind und somit unterschiedliche E-Module zusammenwirken, können sich die Sensoren nicht frei stauchen bzw. dehnen. Die Randbedingungen im Messadapter sind also grundsätzlich von denen einzelner und freistehender Sensoren, wie sie in Kapitel 5 untersucht wurden, zu unterscheiden. Dieser Zustand kann auf das sensorische Verhalten unterschiedlichste Folgen haben. Aus diesem Grund muss eine gesonderte experimentelle Untersuchung der im Messadapter verbauten Sensoren erfolgen, wobei sich die Inhalte teils mit Kapitel 5 decken. Abb. 133 zeigt eine Übersicht der Inhalte sowie der experimentellen Untersuchungen des Kapitels 8.

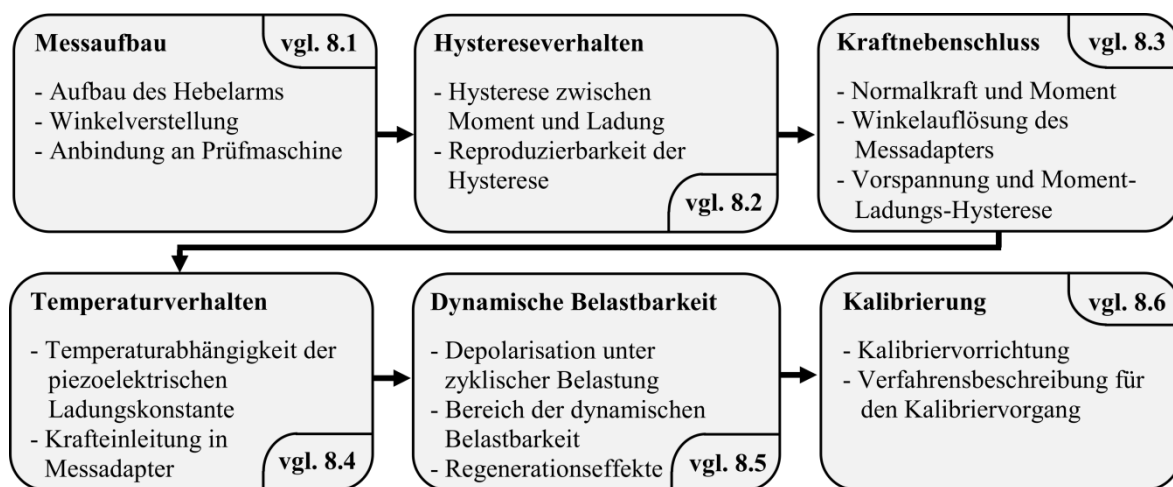


Abb. 133: Übersicht der Inhalte des Kapitels 8

8.1 Mechanischer Messaufbau

Zur experimentellen Überprüfung des Messadapters ist es notwendig, reproduzierbare Momente auf den Messadapter aufzubringen. Hierfür wird ein Hebelarmaufbau verwendet. Durch die Hebelarme werden die durch den Prüfstand erzeugten Normalkräfte genutzt, um Biegemomente am Messadapter zu generieren. Hierfür wird ein Hebelarm verwendet, welcher eine variable Längeneinstellung sowie eine variable Winkelpositionierung ermöglicht (vgl. Abb. 134). Der Messadapter wird über den Pyramidenadapter und die Pyramidenaufnahme in den Hebelarmaufbau über entsprechende Anschlusskomponenten integriert. Der Krafteinleitungsbolzen wird zur Aufnahme in der Prüfmaschine verwendet und verfügt über eine Winkel-Ausgleichskalotte. Über ein Gegenstück an der Maschine wird sichergestellt, dass Winkelschiefstellungen zwischen Maschine und Bolzen ausgeglichen werden können. Der Einbau des Hebelarms in der Prüfmaschine ist in Abb. 134, rechts, zu sehen. Außerdem wird der Krafteinleitungsbolzen zur variablen Längeneinstellung des wirksamen Hebelarms in einem Langloch geführt (vgl. Abb. 134, Mitte) [Bet 15].



Abb. 134: Links: Messadapter mit Hebelarm, Mitte: Winkelverstellung des Hauptbolzens sowie Längenverstellbarkeit des Krafteinleitungsbolzens, rechts: Messadapter mit Hebelarm und Prüfaufbau in Klimakammer

Die Rotation des Hauptbolzens ermöglicht es, die Ausrichtung des wirkenden Moments am Messadapter zu variieren. Hierdurch können unterschiedliche Piezoelemente am Umfang des Messadapters mit dem resultierenden Biegemoment belastet werden, ohne den Messadapter zwischen den Messungen ausbauen und umsetzen zu müssen [Bet 15].

8.2 Hystereseverhalten

Das Hystereseverhalten von Einzelelementen sowie ein mathematischer Lösungsansatz zur Korrektur der Nichtlinearitäten wurden in Kapitel 5 erläutert. Während dieser Versuche wurden die Einzelelemente mechanisch frei beweglich zwischen zwei Aluminiumplatten eingespannt (vgl. Kapitel 5.1, Abb. 75). Aus dem Aufbau des Messadapters resultiert eine Änderung der mechanischen Randbedingungen, wodurch die elastische Verformung des Messadapters um die Biegeachse zu einer veränderten Lasteinleitung oder einer verstärkten Kantenpressung der Piezoelemente führen kann. Schlussfolgernd wirkt sich dies auf das Ladungsverhalten und somit die Stärke der Ausprägung der Hysteresen aus. Die Momenten-Ladungs-Hysteresen werden bei einem Biegemoment von 130 Nm und einer Hebelarmlänge von 0,13 m aufgezeichnet [Bet 15].

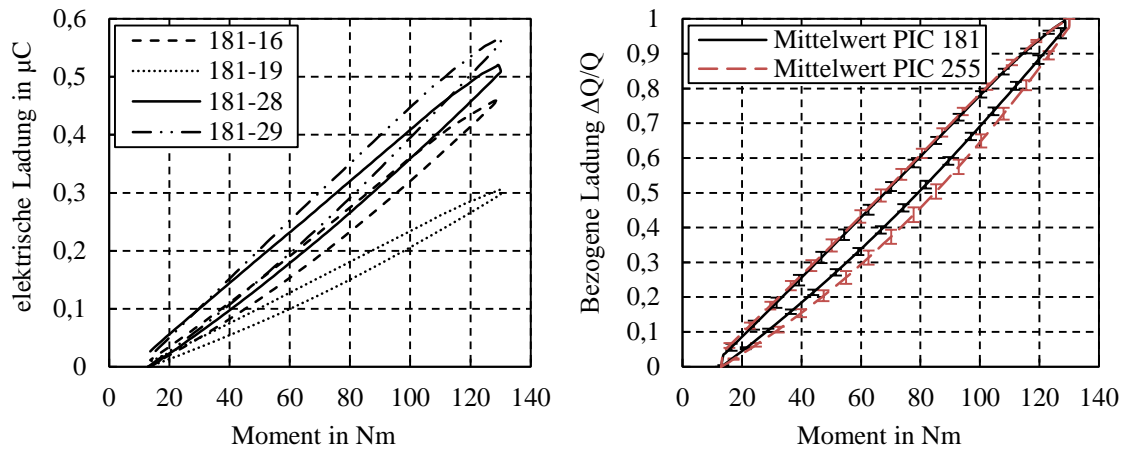


Abb. 135: Hystereseverhalten im Messadapter, absolute und normierte Werte, mod. nach [Bet 15]

Abb. 135, links, zeigt, dass die Hysterese des Messadapters ähnlich stark streuen, wie die der Einzelemente. Zudem weisen die Absolutwerte der elektrischen Ladungen fast identische Werte auf. Daraus kann geschlossen werden, dass eine Belastung des Messadapters mit 130 Nm eine ähnliche Beanspruchung der Sensoren hervorruft wie eine zentrische Belastung der freistehenden Sensoren mit 1000 N (vgl. Kapitel 5.4, Abb. 85, links). Diese Annahme bestätigt sich ebenfalls durch die in Kapitel 7.1.1 durchgeführten FE-Analysen (vgl. Anhang A7, Tabelle 33, Nr. 3).

Die anschließende Normierung visualisiert, dass der Verlauf der Hysterese verschiedener Elemente im Messadapter sehr ähnlich ist. Der Formverlauf der Hysterese im Messadapter stimmt mit dem der Einzelemente im aufsteigenden Hystereseast sehr gut überein. Unterschiede ergeben sich insbesondere im absteigenden Ast. Dieser stellt sich im Messadapter im Vergleich zu den Einzelementen für beide Materialien, nahezu identisch und ebenfalls sehr linear dar. Die normierten Hysterese zeigen eine geringe Standardabweichung, weshalb das Hinterlegen einer Referenzhysterese, analog zu den Einzelementen, sinnvoll erscheint [Bet 15]. Diese kann als Polynomfunktion vierten Grades nach Formel (5-12) abgebildet und mithilfe des in Kapitel 5.4 beschriebenen Algorithmus angewendet werden. Der Algorithmus wird auf das Verhältnis von Kraft zur Ladung in analoger Weise angewendet wie auf das Verhältnis von Moment zur Ladung. Die folgende Tabelle 13 enthält die Koeffizienten der Polynomfunktionen beider Materialien für den Zusammenhang zwischen Moment und Ladung.

Koeffizient PIC 181	a	b	c	d
$f_{\text{auf}}(x)$	-7,5978	34,0595	-66,4114	160,1431
$f_{\text{ab}}(x)$	8,5108	17,7663	-38,1960	131,9184
Koeffizient PIC 255	a	b	c	d
$f_{\text{auf}}(x)$	-34,5225	104,3445	-146,6354	197,0198
$f_{\text{ab}}(x)$	96,1762	-153,2124	72,491	104,5452

Tabelle 13: Koeffizienten für PIC 255 und PIC 181 zur Beschreibung der mathematischen Abhängigkeit von Moment und Ladung für den auf- und absteigenden Hystereseast bis 120 Nm, normiert auf $Q = 1$ bei 120 Nm

8.3 Einflüsse des Kraftnebenschlusses

Der Einbau der Piezoelemente im Messadapter zieht durch den parallelen Kraftschluss einige Besonderheiten nach sich. Im Folgenden werden Randeinflüsse untersucht, welche sich durch den spezifischen Einbau der Piezoelemente im Messadapter ergeben. Hierzu gehört die Bestimmung des Fehlers bei der Erfassung von Biegemomenten, welcher aus der gleichzeitig wirkenden Normkraft resultiert. Zudem sind die Genauigkeit der Winkelauflösung sowie der Einfluss der Vorspannkraft auf das Hystereseverhalten wichtige Einflussgrößen, welche gesondert betrachtet werden müssen.

8.3.1 Einfluss der Normalkraft

Grundsätzlich wirken unter Belastung nicht ausschließlich Biegemomente auf den Messadapter. Bei der gemessenen Belastung handelt es sich um eine Kombination aus Normkraft und Biegemoment. Der Einfluss der Normkraft auf das zu bestimmende Biegemoment wurde bereits in Kapitel 7.1.2 analytisch untersucht. Im Folgenden wird zusätzlich zu dieser FE-Analyse eine Bewertung der Einflüsse auf Grundlage experimenteller Untersuchungen durchgeführt.

Zur experimentellen Beurteilung des Verhältnisses von Moment zur Normkraft wird der Messadapter mit einem konstanten Moment von ca. 72 Nm belastet. Die Hebelarmlänge wird zwischen 45 mm und 160 mm und die Kraft zwischen 450 N und 1600 N variiert. Somit stellt sich rechnerisch in jeder Konfiguration ein Moment von ca. 72 Nm ein [Bet 15]. Aufgrund der maximal regelbaren Kraft der Prüfmaschine kann das Moment von 120 Nm, welches für den rechnerischen Vergleich der FE-Analyse in Kapitel 7.1.2 verwendet wurde, nicht erreicht werden. Der Absolutwert von 72 Nm errechnet sich aus dem kürzesten Hebelarm in Kombination mit der maximal regelbaren Kraft der Prüfmaschine. Dennoch kann ein Vergleich mit der FE-Analyse durchgeführt werden, da es sich bei M/F_N um einen Verhältniswert handelt, welcher unter linear-elastischem Materialverhalten von dem absoluten Moment unabhängig ist.

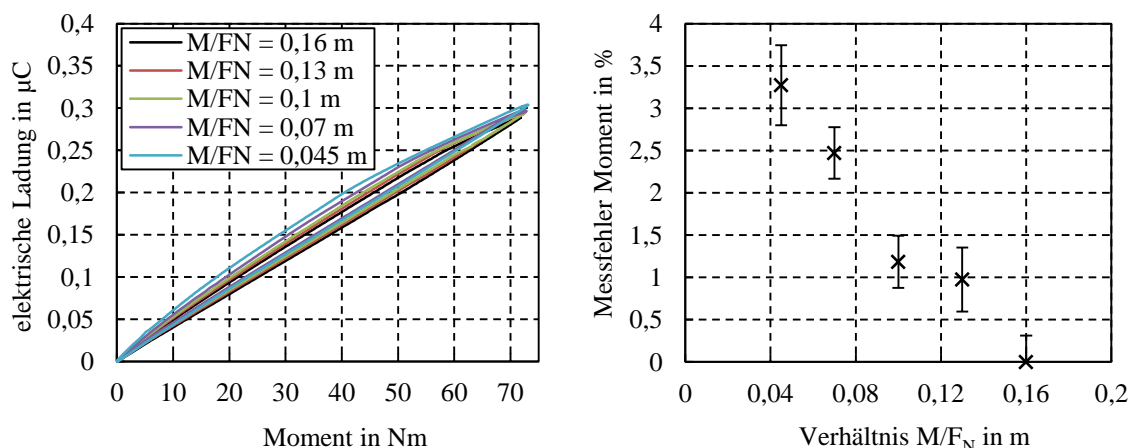


Abb. 136: Links: Momenten-Ladungs-Hysteresis für PIC 181 bei veränderlichem Verhältnis M/F_N , mod. nach [Bet 15], rechts: Messfehler und SW der erzeugten Ladung bezogen auf das Verhältnis $M/F_N = 0,16$, mod. nach [Bet 15]

Abb. 136, links, zeigt, dass sich die Momenten-Ladungs-Hysteresen für kleinere M/F_N - Verhältnisse, hin zu größeren Ladungswerten verschieben. Dies lässt sich durch die Zunahme der Normalkraft bei kürzeren Hebelarmelängen begründen. Gleiches bestätigt sich bei Betrachtung von Abb. 136, rechts, wonach sich bei einem M/F_N -Verhältnis von 0,04 ein Messfehler von ca. 3,5% einstellt [Bet 15]. Die FE-Analyse in Kapitel 7.1.2 ergibt bei gleichem M/F_N -Verhältnis bereits einen Fehler von ca. 11%. Die große Abweichung resultiert daraus, dass die Ergebnisse der Simulation auf ein M/F_N -Verhältnis von 0,48 bezogen sind, was dazu führt, dass bei einem M/F_N -Verhältnis von 0,16 bereits ein Fehler von 1,5% vorliegt. Berücksichtigt man diesen zusätzlichen Fehler, so ergibt sich in der experimentellen Untersuchung ein Gesamtfehler von ca. 5%. Somit kann geschlussfolgert werden, dass der Messfehler des Messadapters im Vergleich zur Simulation der FE-Analyse nur etwa 50% beträgt. In Kapitel 7.1.2 wurde bereits mit Hilfe der Simulation nachgewiesen, dass selbst ein Messfehler von ca. 14% in Bezugnahme auf den angestrebten Messbereich des Messadapters vernachlässigbar ist. Daraus folgt, dass das Ergebnis dieser experimentellen Untersuchung als positiv bewertet und der Messfehler somit vernachlässigt werden kann.

8.3.2 Einfluss des Kraftangriffswinkels

In Kapitel 7.1.3 wurde der Einfluss der Richtungsabhängigkeit des kraftangreifenden Vektors mittels einer FE-Analyse bei unterschiedlichen Sensoranordnungen überprüft. Im Folgenden wird diese Analyse experimentell an einem Messadapter mit sechs Sensoren durchgeführt. Das absolute Moment beträgt bei dieser Messung 130 Nm und ist über die Hebelarme (vgl. Abb. 134) mit einem effektiven Hebelarm von 0,13 m aufgebracht. Der resultierende Kraftangriffswinkel ψ wird ebenfalls über die Winkelverstellbarkeit der Hebelarme (vgl. Abb. 134, Mitte) realisiert [Bet 15]. Die Anordnung der Sensoren sowie die Definition der Winkel ψ , ζ und ϕ können Abb. 126, Kapitel 7.1.2 und Abb. 128, Kapitel 7.1.3 entnommen werden.

Abb. 137 zeigt eine Zusammenfassung der Messwerte des Sensors A für drei unterschiedliche Kraftangriffswinkel ψ in Abhängigkeit von ζ und ϕ in bezogener Darstellung. Ein inkrementeller Winkel $\zeta = 0^\circ$ und $\phi = 0^\circ$ entspricht der Lasteinleitung über dem Sensor A. Diese Konfiguration zeigen die Messdaten von Abb. 137, links. Ein inkrementeller Winkel von $\zeta = 60^\circ$ und $\phi = 0^\circ$ entspricht in analoger Weise der Lasteinleitung über dem Sensor M1. Die Messdaten von Sensor A sind für diese Winkel in Abb. 137, rechts, dargestellt. Der Kraftangriffswinkel von $\zeta = 0^\circ$ und $\phi = 30^\circ$ entspricht einer Lasteinleitung genau zwischen den Sensoren A und M1, was in Abb. 137, mittig dargestellt ist [Bet 15]. Auf die Messdaten des Sensors A wird zunächst der Momenten-Ladungs-Algorithmus angewendet, sodass die resultierenden Momente aus den Ladungswerten berechnet werden können. Dies führt insbesondere bei steigenden Winkeln ϕ (vgl. Abb. 137, Mitte und rechts) zu einem Anheben der bezogenen Momente gegenüber den bezogenen Ladungswerten. Auch zeigt sich die Anwendung des Algorithmus daran, dass das bezogene Moment gegenüber der bezogenen Ladung deutlich linearer verläuft (vgl. Abb. 137, links).

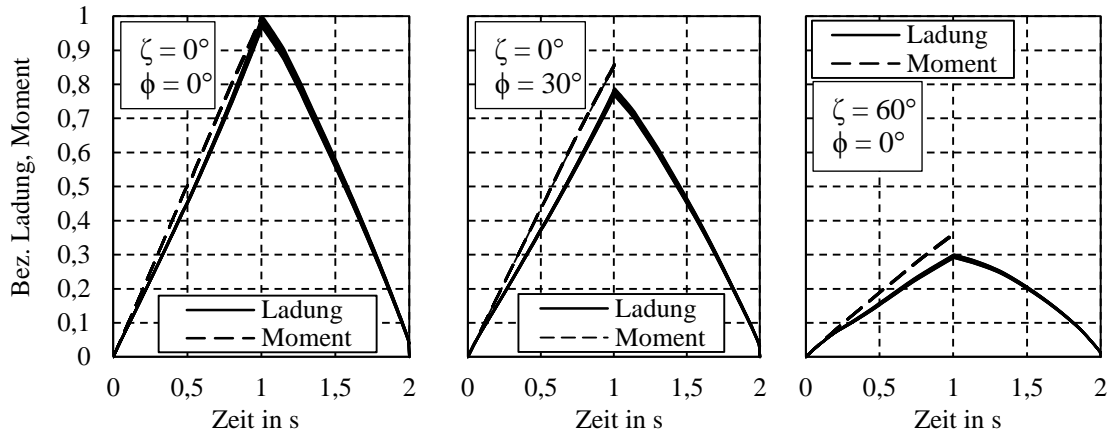


Abb. 137: Bezogene Ladung und bezogenes Moment in Abhängigkeit der Winkel ζ und ϕ für Sensor A, mod. nach [Bet 15]

Mithilfe der bezogenen Momente können ferner die Abhängigkeiten zwischen dem Momentenverhältnis, dem Winkel ϕ und dem Anteil am Summenmoment hergeleitet werden. Das Momentenverhältnis ergibt sich wiederum aus dem Verhältnis der zwei maximal belasteten Sensoren, also dem Verhältnis aus Sensor A zu M1 (vgl. Kapitel 7.1.3). Der Zusammenhang kann mit Hilfe einer Polynomfunktion vierten Grades abgebildet werden:

$$\phi = 1,9512 \cdot \left(\frac{M_{\max 1}}{M_{\max 2}}\right)^4 - 19,863 \cdot \left(\frac{M_{\max 1}}{M_{\max 2}}\right)^3 + 78,998 \cdot \left(\frac{M_{\max 1}}{M_{\max 2}}\right)^2 - 151,29 \cdot \frac{M_{\max 1}}{M_{\max 2}} + 120,24 \quad (8-1)$$

Der Anteil am Summenmoment berechnet sich zu:

$$\text{Anteil am Summenmoment } M_S = -8,031 \cdot 10^{-9} \cdot \phi^4 - 1,48 \cdot 10^{-4} \cdot \phi^2 + 1 \quad (8-2)$$

Die Verläufe der experimentell ermittelten Zusammenhänge aus Formel (8-1) und (8-2) sind in Abb. 138 im Vergleich zur Simulation durch die FE-Analyse sowie dem Idealwert visualisiert.

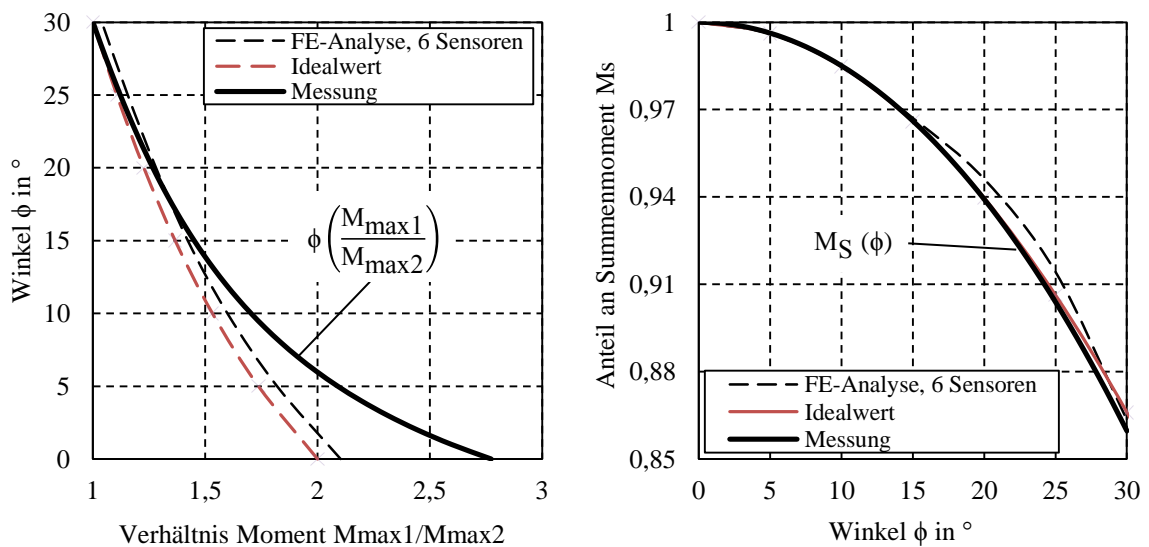


Abb. 138: Links: Zusammenhang zwischen Momentenverhältnis $M_{\max 1}/M_{\max 2}$ und Winkel ϕ , rechts: Zusammenhang zwischen Winkel ϕ und Anteil am Summenmoment M_S

Insbesondere in Bezug auf das Momentenverhältnis und den Winkel ϕ zeigt sich eine starke Abweichung zwischen dem Messwert und dem Idealwert. Zurückzuführen ist dies auf die sich verändernde Stützwirkung der Ringstruktur unter Deformation des Messadapters. Bei einem inkrementellen Winkel von $\zeta = 0^\circ$ und $\phi = 0^\circ$, was eine Lasteinleitung über dem Sensorelement A bedeutet, erfährt das Sensorelement M1 verhältnismäßig wenig Belastungen. Zu diesem Zeitpunkt entspricht $M_{\max 1}$ dem über A gemessenen Moment. M1 befindet sich an einer Winkelposition von $\zeta = 60^\circ$, wobei $M_{\max 2}$ dem über M1 gemessenen Moment entspricht. Bei kleinen Winkeln von ϕ steigt das Momentenverhältnis aus diesem Grund stark an. Daraus kann abgeleitet werden, dass sich die Lastverhältnisse in der Frontal- und Sagittalebene nicht nach trigonometrischen Beziehungen berechnen lassen, sondern ein abweichender Verlauf zugrunde liegt. Dies muss in der Berechnung der Winkel aus den Momentenverhältnissen berücksichtigt werden. Hingegen zeigt der Zusammenhang zwischen Winkel ϕ und dem Anteil am Summenmoment eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Idealwert.

Im Folgenden werden die zuvor beschriebenen Zusammenhänge in einen Quellcode überführt. Demgemäß wird eine Bewertung vorgenommen, inwiefern das Moment des Prüfstands (M_S Prüfstand) mit dem aus den Ladungswerten berechneten Summenmomenten (M_S Berechnung) bei unterschiedlichen Winkeln übereinstimmt. Die folgende Auswertung wird auf Grundlage der Messdaten der Sensoren A, M1 und L vorgenommen. Als Datengrundlage dienen Messdaten, welche bei den inkrementellen Winkeln $\zeta = 0^\circ$ und $\zeta = 60^\circ$ sowie den Winkeln $\phi = 0^\circ$ und $\phi = 30^\circ$ aufgezeichnet werden. Unter Zuhilfenahme der erstellten Software wird der Anteil am Summenmoment M_S aus den Einzelmesswerten M_A , M_{M1} sowie M_{L1} der Sensoren und den Formeln (7-4), (8-1) und (8-2) berechnet. Das Ergebnis ist in Abb. 139 und Abb. 140 dargestellt.

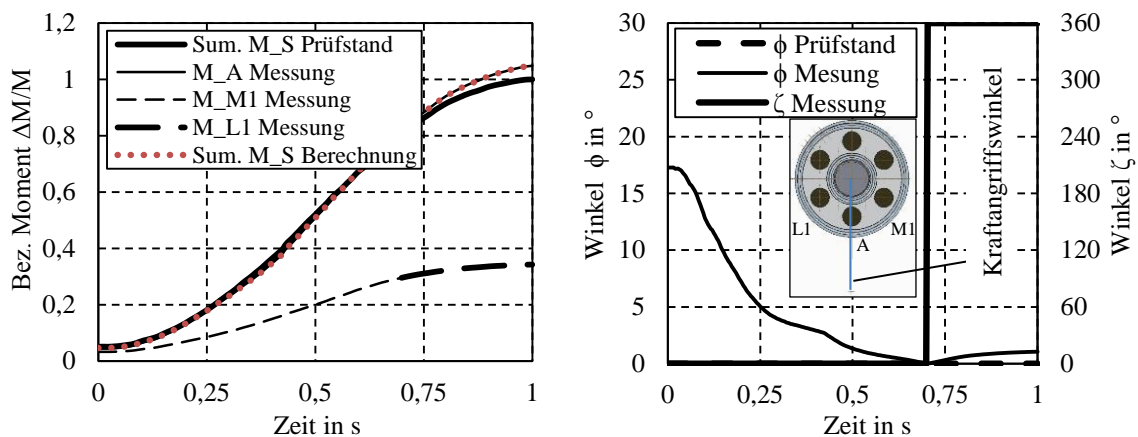


Abb. 139: Berechnung des Summenmoments M_S für Winkel $\phi = 0^\circ$ und $\zeta = 0^\circ$, mod. nach [Bet 15]

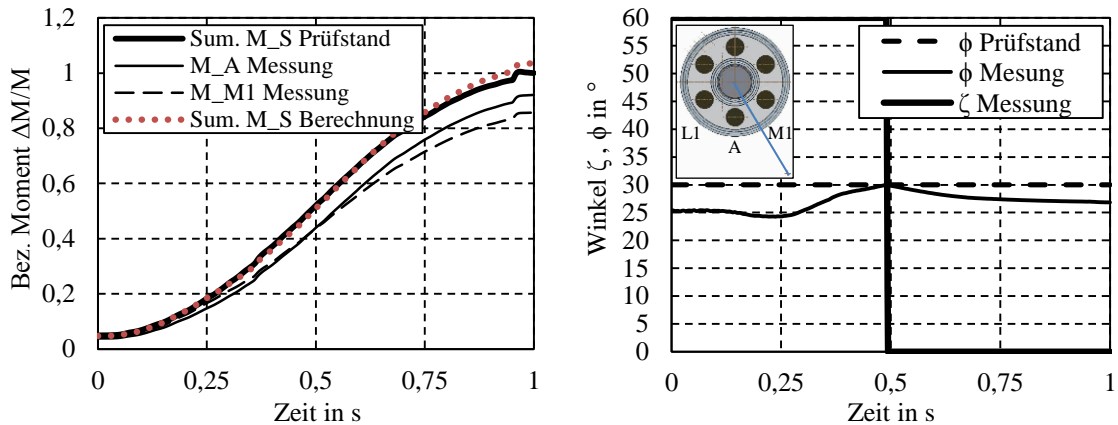


Abb. 140: Berechnung des Summenmoments M_S für Winkel $\phi = 30^\circ$ und $\zeta = 0^\circ$, mod. nach [Bet 15]

Im Allgemeinen zeigt sich, dass die Berechnung der Winkel zu Beginn der Belastungsphase und somit bei geringen Momenten keine sehr präzisen Werte liefert (vgl. Abb. 139, rechts). Insbesondere bei $\phi = 0^\circ$ und $\zeta = 0^\circ$ ist dieser Zustand stark ausgeprägt. Bei den seitlich auf $\zeta = 60^\circ$ bzw. $\zeta = 300^\circ$ angeordneten Sensoren ist eine optimale Kraftkopplung erst bei größeren Momenten gegeben, sodass die Winkelberechnung bei geringen Momenten ungenau ausfällt. Kritisch ist dies allerdings nicht, da die absoluten Momente zum Fehlerzeitpunkt verhältnismäßig gering sind (vgl. Abb. 139, links). Bei einem inkrementellen Winkel von $\zeta = 0^\circ$ und $\phi = 30^\circ$ (vgl. Abb. 140, rechts) ist die Winkelberechnung bereits bei geringen Momenten deutlich präziser. Dieser Zustand kann, bedingt durch den Kraftangriffswinkel, auf die bessere Kraftkopplung bei geringeren Momenten zurückgeführt werden.

Aus Abb. 139 und Abb. 140 kann weiterhin abgeleitet werden, dass sich durch die Winkelbestimmung und das daraus berechnete Summenmoment die Genauigkeit der Messung verbessern lässt [Bet 15]. Würde die Berechnung des Summenmoments ausschließlich auf Grundlage des maximal belasteten Sensorelements erfolgen, würden sich Abweichungen von bis zu 13% bei der Bestimmung des Moments ergeben. Bei derartigem Vorgehen tritt der maximale Fehler bei der Berechnung des Summenmoments in einem Winkel von $\phi = 30^\circ$ auf (vgl. Abb. 140, links). Die Ergebnisse zeigen, dass sich dieser Fehler durch die Anwendung der Winkelkompensation auf bis zu 4% verringern lässt (vgl. Abb. 140, links).

8.3.3 Einfluss der Vorspannung

In Anhang A8 wird detailliert darauf eingegangen, inwiefern sich zu große mechanische Vorspannungen bei gleichzeitiger Anwendung des Kraft-Ladungs- bzw. Momenten-Ladungs-Algorithmus negativ auf die Berechnungsergebnisse auswirken. Zur Festlegung der zulässigen mechanischen Vorspannung der Piezosensoren im Messadapter wird die erzeugte elektrische Ladung in Abhängigkeit des mechanischen Anzugsmoments der Gewindestifte bestimmt (vgl. Kapitel 7.1.1, Abb. 125). Betrachtet man die Momenten-Ladungs-Hysteresis des Messadapters, kann auf diese Weise das Maß der Vorspannung im Vergleich zur Hysteresis des Messadapters bestimmt werden (vgl. Abb. 141). Diese Hysteresis wird bei einem Anzugsmoment von 0,1 Nm aufgezeichnet.

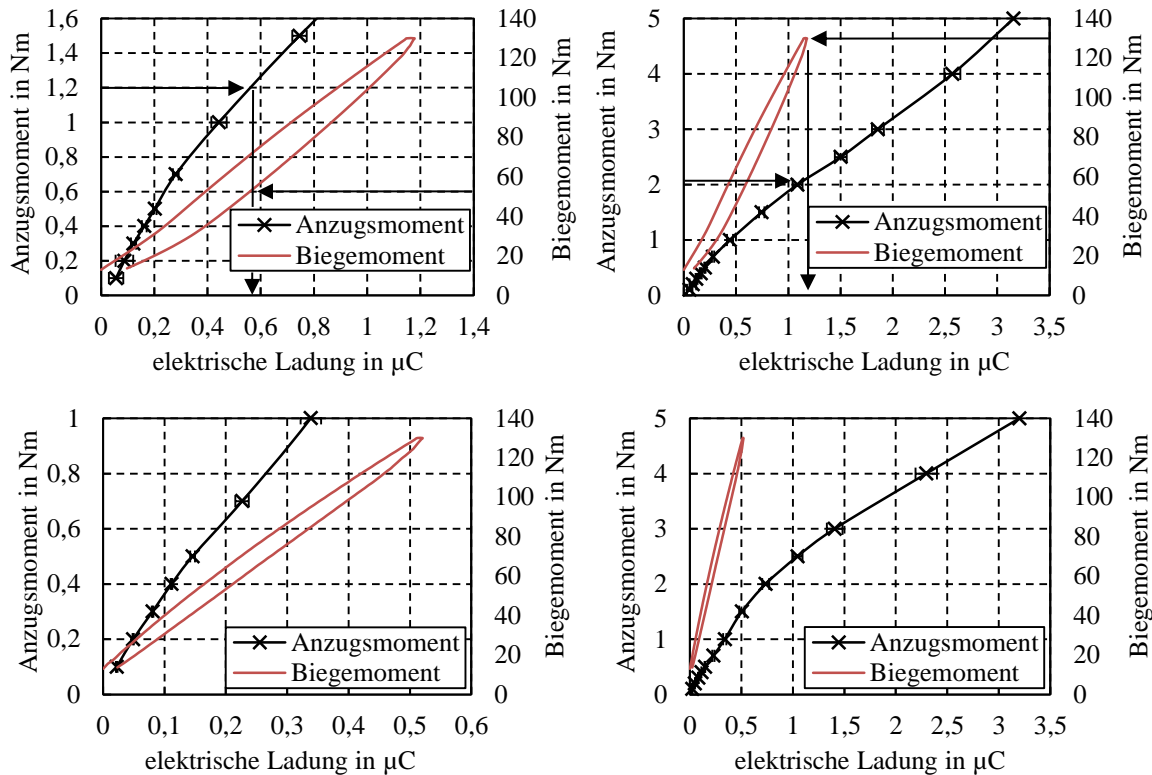


Abb. 141: Zusammenhang zwischen Anzugsmoment der Gewindestifte und erzeugter Ladung in Abgleich mit Momenten-Ladungs-Hysterese des Messadapters, oben: PIC 255, unten: PIC 181, rechts: Anzugsmoment und elektrische Ladung in geänderter Skalierung

Abb. 141 verdeutlicht, dass bereits geringe mechanische Anzugsmomente von ca. 2 Nm vergleichbar mit einem Biegemoment des Messadapters von ca. 130 Nm sind (vgl. Abb. 141, oben rechts). In beiden Fällen wird eine elektrische Ladung von ca. 1,2 μC erzeugt. Die dargestellten Pfeile kennzeichnen hierbei die Leserichtung des Diagramms. Um den Messfehler gering zu halten ist es empfehlenswert den Ladungswert des mechanischen Anzugsmoments auf etwa 1/5 der Ladung der maximalen Hysterese zu begrenzen. Das mechanische Anzugsmoment für PIC 181 und PIC 255 sollte somit einen Wert von 0,3 Nm nicht übersteigen.

8.4 Temperaturverhalten

In Kapitel 5.6 wurde bereits der Temperatureinfluss einzelner und freistehender Piezoelemente in einem Temperaturbereich von -30°C bis 40°C untersucht. Hierbei zeigte sich, dass das Absenken der Temperatur zu einer geringeren Ladungserzeugung und in umgekehrter Weise bei einer Erhöhung der Temperatur zu größerer Ladungserzeugung führt. Die folgende Untersuchung wird für den Einbauzustand der Sensoren im Messadapter durchgeführt. Durch die temperaturbedingte Materialdehnung des Messadapters ist zu erwarten, dass sich die Vorspannung auf die Piezosensoren ändert. Zudem kann das Dehnungsverhalten des Keramikmaterials durch den Kraftnebenschluss der Stützstruktur temperaturbedingt beeinflusst werden. Insgesamt werden vier unterschiedliche Messadapter experimentell untersucht, welche mit jeweils sechs Piezosensoren bestückt sind. Zwei dieser Messadapter werden mit Sensoren des Typs PIC 255 und zwei mit PIC 181 ausge-

stattet. Die Sensoren werden mit einem konstanten Drehmoment bei einem Winkel von $\phi = 0^\circ$ belastet. Die Hebelarmlänge wird auf 0,13 m bei 1 kN Belastungskraft festgelegt. Dieses entspricht einem Drehmoment von ca. 130 Nm. Um den Einfluss des Messadapters auf die Ladungserzeugung der einzelnen Sensoren beurteilen zu können, wird der inkrementelle Winkel ζ während der Messreihe variiert, sodass bei jedem Messadapter zwei bis drei unterschiedliche Sensorpositionen am Umfang des Messadapters ausgewertet werden. Anhand dieser Auswertung wird die prozentuale Abweichung der Ladungserzeugung des Messadapters zum Referenzwert bestimmt (vgl. Abb. 142). Analog zu der Untersuchung der Einzelelemente wird zunächst der Aufheizvorgang durchgeführt. Anschließend erfolgen die Messungen bei niedrigeren Temperaturen. Die in Abb. 142 dargestellten Pfeile visualisieren die Temperaturabfolge [Bet 15].

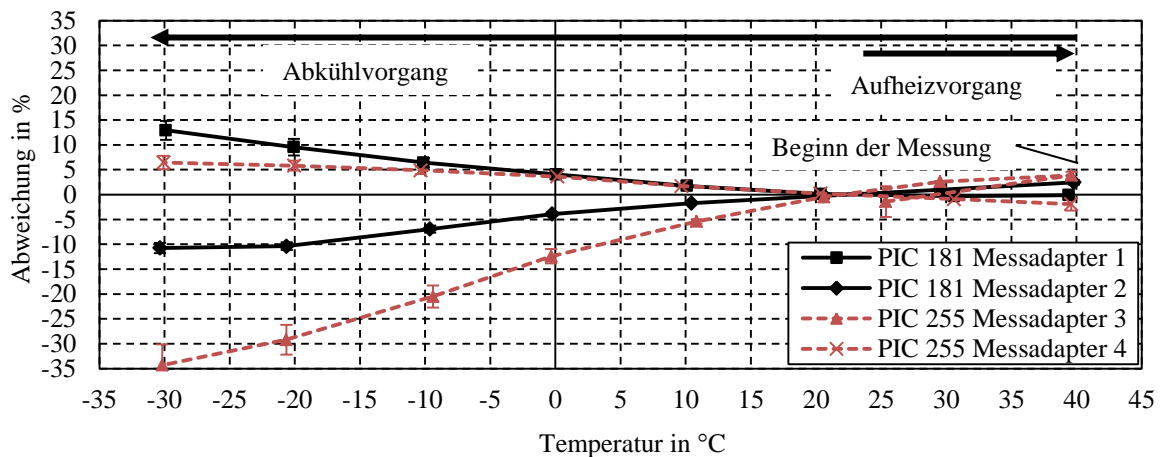


Abb. 142: Prozentuale Abweichung zum Referenzwert bei $23 \pm 2^\circ\text{C}$ in Abhängigkeit der Temperatur für vier unterschiedliche Messadapter sowie PIC 255 und PIC 181, mod. nach [Bet 15]

Aus Abb. 142 wird deutlich, dass die temperaturbedingte Änderung der Ladung bei zwei der Messadapter deutlich stärker ausgeprägt ist als bei den Einzelmesswerten. Ebenfalls zeigt sich, dass sich die temperaturabhängige Ladungsänderung bei unterschiedlichen Messadapters nicht einheitlich verhält. Bei zwei der Messadapter steigt die Ladung bei sinkender Temperatur an, bei den übrigen beiden fällt die Ladung ab. Ein Zusammenhang zwischen den piezokeramischen Materialien PIC 255 und PIC 181 und dem analysierten Verhalten kann nicht hergeleitet werden. Betz führt diesen Effekt auf Fertigungstoleranzen und unterschiedliche Materialdicken von Komponenten des Messadapters zurück [Bet 15]. Positiverweise zeigen die untersuchten Sensoren eines jeden betrachteten Messadapters einen sehr ähnlichen Verlauf der temperaturabhängigen Ladungsänderung. Dies zeigt sich anhand der geringen SW der Temperaturverläufe der Messadapter. Folglich kann abgeleitet werden, dass bei den Messadapters ein vom Umfang unabhängiges Temperaturverhalten vorliegt. Das temperaturbedingte Dehnungsverhalten scheint sich hingegen von Messadapter zu Messadapter stark unterschiedlich auszuprägen.

Eine allgemeingültige Aussage über den Temperatur-Ladungs-Zusammenhang des Messadapters nicht getroffen werden. Um die Messgenauigkeit des Messadapters zu erhöhen, muss eine Temperaturkompensation vorgenommen werden. Die Änderung der Ladung ist über den betrachteten Temperaturbereich sehr linear, weshalb eine Zweipunkt-

Kalibrierung ausreichend erscheint. Gleiches gilt für eine Temperaturkompensation der Einzelemente. Ob generell eine Temperaturkorrektur vorgenommen wird, muss je nach Einsatzgebiet und Anwendung entschieden werden. Prothesen werden den überwiegenden Teil der Tragedauer in einem Temperaturbereich von 0°C bis 40°C eingesetzt. In einem Temperaturbereich von 10°C bis 30°C liegt der Fehlereinfluss des Messadapters, bezogen auf den Referenzwert von 23°C , bei unter 5%. Für den vorgesehenen Einsatzzweck wird dieser Messfehler zunächst vernachlässigt, da Prothesenkomponenten bei vielen Anwendern die überwiegende Zeit im Bereich der Raumtemperatur getragen werden.

Im Folgenden wird der Einfluss des Winkels zwischen Oberteil des Messadapters sowie dessen Anschlusskomponente auf die erzeugte elektrische Ladung untersucht. Hierfür wird die Anschlusskomponente mit dem Messadapter in dem Hebelarmaufbau in einer maximalen Winkelausrichtung von 8° positioniert (vgl. Abb. 143).

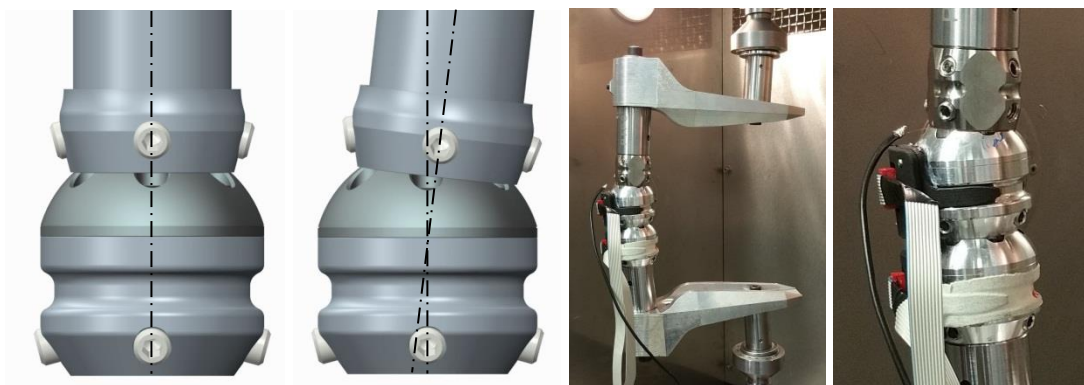


Abb. 143: Winkelpositionierung des Messadapters

In einem Neigungswinkel von 8° wird eine Referenzmessung durchgeführt, auf welche alle weiteren Folgemessungen bezogen sind. Nach einer Standzeit von ca. 12 Stunden erfolgt eine Wiederholungsmessung, welche in exakt gleicher Position wie die Referenzmessung durchgeführt wird (vgl. Abb. 144, „Wiedh. Messung“). Insgesamt werden weitere zwei Messreihen bei unterschiedlichen Winkeln durchgeführt. Messung 1 und Messung 2 werden im Vergleich zur Referenzmessung bei weniger starken Neigungswinkeln durchgeführt. Messung 2 repräsentiert die axiale Ausrichtung entsprechend einer Krafteinleitung bei einer Neigung von 0° (vgl. Abb. 143, links).

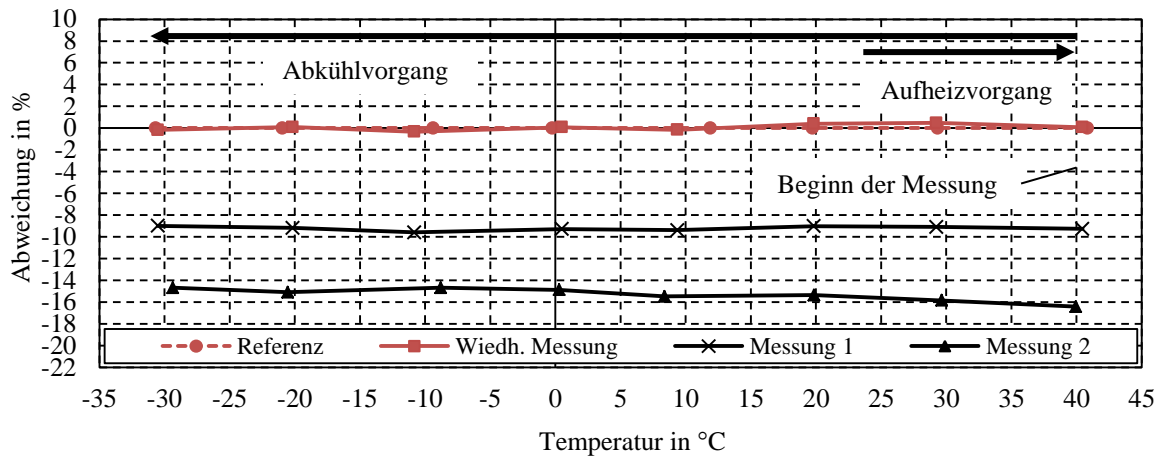


Abb. 144: Prozentuale Abweichung zum Referenzwert in Abhängigkeit der Temperatur sowie unterschiedlichen Neigungswinkeln des Messadapters

Abb. 144 zeigt, dass zwischen Winkelposition und Temperatur kein Einfluss besteht, da alle Graphen annähernd entlang einer Horizontalen verlaufen und daher keine temperaturabhängigen Abweichungen gegenüber dem Referenzwert auftreten. Deutlich ersichtlich ist hingegen, dass eine stärkere Winkelstellung des Adapterrohrs zu einer verstärkten Ladungserzeugung und folglich zu Abweichungen von bis zu 16% führt. Dies zeigt sich durch die Parallelverschiebung der Graphen entlang der Vertikalen. Zurückzuführen ist der Zusammenhang auf die verschiedenartige Krafteinleitung und Verformung des Oberteils in Abhängigkeit der Winkelposition. Um Messabweichungen zu minimieren, sollte eine axiale Ausrichtung des Messadapters sichergestellt werden. Dies gilt insbesondere dann, wenn Prothesenkomponenten ausgetauscht werden, was einen Wiedereinbau samt Neuausrichtung des Messadapters erfordert.

8.5 Einfluss mechanisch-schwingender Druckbelastungen auf die remanente Polarisation

Die mechanischen Randbedingungen im Messadapter sind von denen der Einzelemente zu unterscheiden. Mechanische Vorspannverluste und Setzeffekte des mechanischen Aufbaus können die Lasteinleitung auf die Piezosensoren beeinflussen und somit die Ladungserzeugung verfälschen. Aus diesem Grund werden die schwingenden Dauerversuche, welche bereits mit den Einzelementen in Kapitel 5.7 und 5.8 durchgeführt wurden, mit dem Messadapter wiederholt.

Der Messadapter wird hierfür in den Messaufbau nach Kapitel 8.1 eingesetzt und $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln ausgesetzt. Zwar liegen die abgeprüften LW unter dem identifizierten Mittel der auf drei Jahre extrapolierten Schrittzahlen (vgl. Kapitel 4.3). Allerdings ist aufgrund der bisher durchgeführten Versuche nicht zu erwarten, dass eine höhere Anzahl von LW eine weitere, verstärkte Depolarisation verursacht. Aus dem genannten Grund wird auf eine Prüfung von mehr als $2 \cdot 10^6$ LW verzichtet. Die Messungen werden bei einem Biegemoment von 130 Nm und einer Hebelarmlänge von 0,13 m durchgeführt. Das Anzugsmoment der Sensoren beträgt bei dieser Prüfung 0,3 Nm. Zusätzlich zu dem Sensorelement, welches in Hauptbelastungsrichtung ($\phi = 0^\circ$) ausgerichtet ist, wird die Ladung einer der

beiden seitlich zu 60° angeordneten Sensoren gemessen. Da die absoluten Ladungswerte seitlich ausgerichteter Sensoren ca. Faktor 2,8 geringer ausfallen (vgl. Kapitel 8.3.2, Abb. 137 und Abb. 138), sind die Darstellungen im Folgenden normiert und auf den zweiten LW des jeweiligen Maximalwerts bezogen [Bet 15].

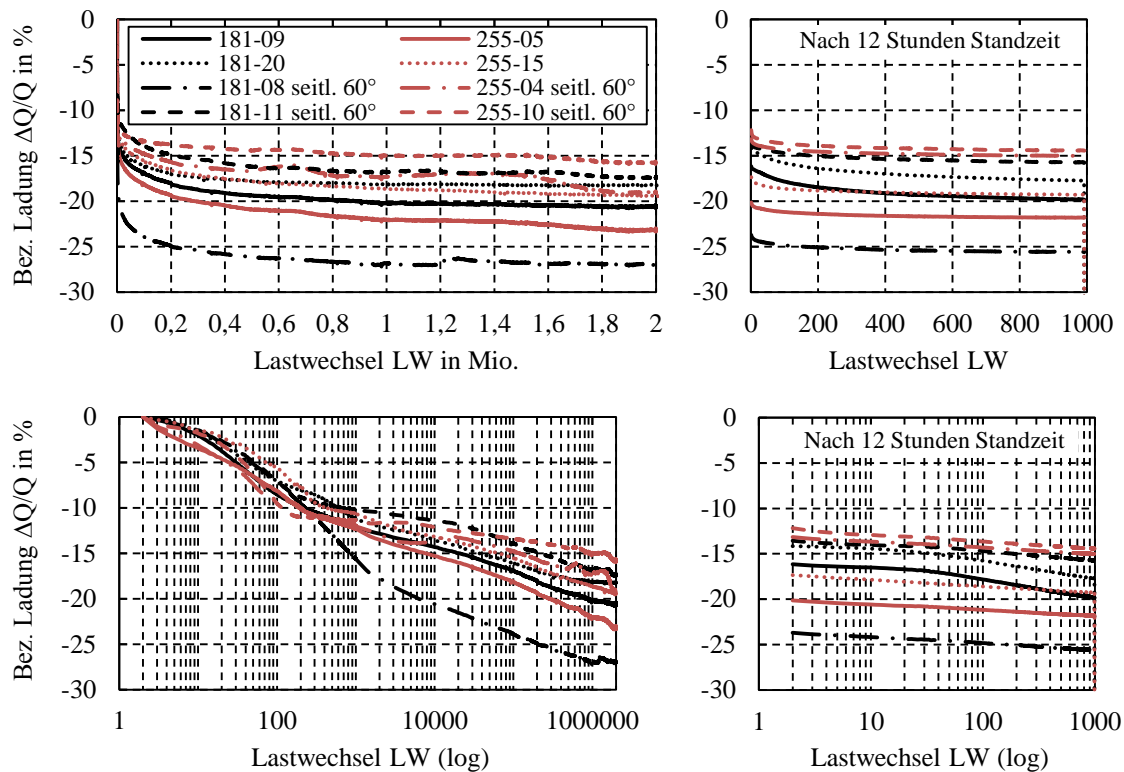


Abb. 145: Relativer Ladungsabfall im Messadapter, mod. nach [Bet 15], oben: Lineare Skalierung, unten: Logarithmische Skalierung

Aus dem Ladungsverlauf in Abb. 145 geht hervor, dass der zyklische Ladungsabfall im Messadapter im Vergleich zu den Einzelementen nicht stark variiert. Unterschiede zwischen den Elementtypen PIC 255 und PIC 181 lassen sich nicht feststellen. Ebenfalls zeigt sich zwischen den seitlichen Elementen und denen in Hauptbelastungsrichtung kein markanter Unterschied des relativen Ladungsabfalls. Da sich somit das Depolarisationsverhalten gering belasteter Elemente ähnlich zu denen mit deutlich größerer Belastung verhält, kann geschlussfolgert werden, dass eine Lastreduzierung nicht zu einer geringeren relativen Depolarisation führt [Bet 15]. Bei den Dauerversuchen der Einzelemente wurde ein abweichendes Verhalten festgestellt (vgl. Kapitel 5.7). Gründe hierfür können die unterschiedlichen Lastbedingungen zwischen Messadapter und Einzelement sein oder die Höhe der eingeleiteten Belastung.

Die bereits bei den Überlastversuchen identifizierten Regenerationseffekte lassen sich ebenfalls nach dem Aufbringen von $2 \cdot 10^6$ LW erkennen (vgl. Kapitel 5.8). Nach einer zwölfstündigen Standzeit werden weitere 1000 LW aufgebracht. In Abb. 145, rechts, ist eindeutig zu sehen, dass die relativen Ladungswerte durch die Standzeit auf einem deutlich höheren Niveau beginnen und nach etwa 1000 weiteren LW erneut das ursprüngliche relative Ladungsniveau nach Abschluss der $2 \cdot 10^6$ LW erreichen [Bet 15].

Aufgrund der festgestellten Regenerationsvorgänge ist grundsätzlich die Frage zu stellen, ob eine Kompensation der Depolarisation für die vorgesehene Messaufgabe überhaupt

erforderlich ist. Ggf. reicht die natürliche Regeneration aus, um die nachteiligen Effekte der Depolarisation zu kompensieren. Um diese Fragestellung zu beantworten, wird der Messadapter in Anlehnung an eine realistische Belastungssituation in Intervallen mit definierten Standzeiten geprüft. Ein Tagesrhythmus von 16-stündiger Aktivitätsphase und achtstündiger Ruhephase wird hierfür auf insgesamt sechs Stunden komprimiert. Somit ergibt sich für die 16-Stündige Aktivitätsphase eine komprimierte Zeitdauer von vier Stunden. Während dieser Phase wird eine Folge von 3200 LW in Anlehnung an die mittlere Schrittzahl pro Tag aufgebracht (vgl. Kapitel 4.3). Nach jeweils 200 LW, welche einer Prüfdauer von 400 Sekunden entsprechen, erfolgt eine Standzeit von 500 Sekunden. Diese kürzeren Belastungs- und Standzeiten der Piezokeramik repräsentieren Bewegungsvorgänge und kurze Ruhezeiten des Prothesennutzers. Nach der Aktivitätsphase von 3200 LW folgt die komprimierte Ruhezeit in Form einer Standzeit von zwei Stunden. Diese repräsentiert das Ablegen der Prothese während der Nacht. Dieses Belastungsprofil stellt in komprimierter Form die Verwendung der Prothese während der täglichen Nutzung dar. Insgesamt werden die Proben ca. 10^5 LW ausgesetzt, was mit einem täglichen Gebrauch der Prothese über einen Nutzungszeitraum von 30 Tagen gleichzusetzten ist. Selbstverständlich entsprechen die komprimierten Aktivitäts- und Ruhephasen nicht den realen Zeitdauern der Prothesennutzung. Dennoch kann über dieses komprimierte Belastungsprofil mit geringerem Prüfaufwand gezeigt werden, welche Effekte die Aktivitäts- und Ruhephasen auf die generierten Ladungsmengen besitzen.

Abb. 146 zeigt die Ergebnisse dieser Untersuchung für Sensoren, welche in Hauptbelastungsrichtung ($\phi = 0^\circ$) ausgerichtet sind. Die bezogene Ladung der Piezosensoren ist über der Anzahl der LW aufgetragen, sodass die Ruhezeiten in den Diagrammen nicht visualisiert sind. Erkennbar sind diese wiederum an der geringeren bezogenen Ladungsmenge, welche nach jeder Lastfolge einsetzt (vgl. Abb. 146, oben).

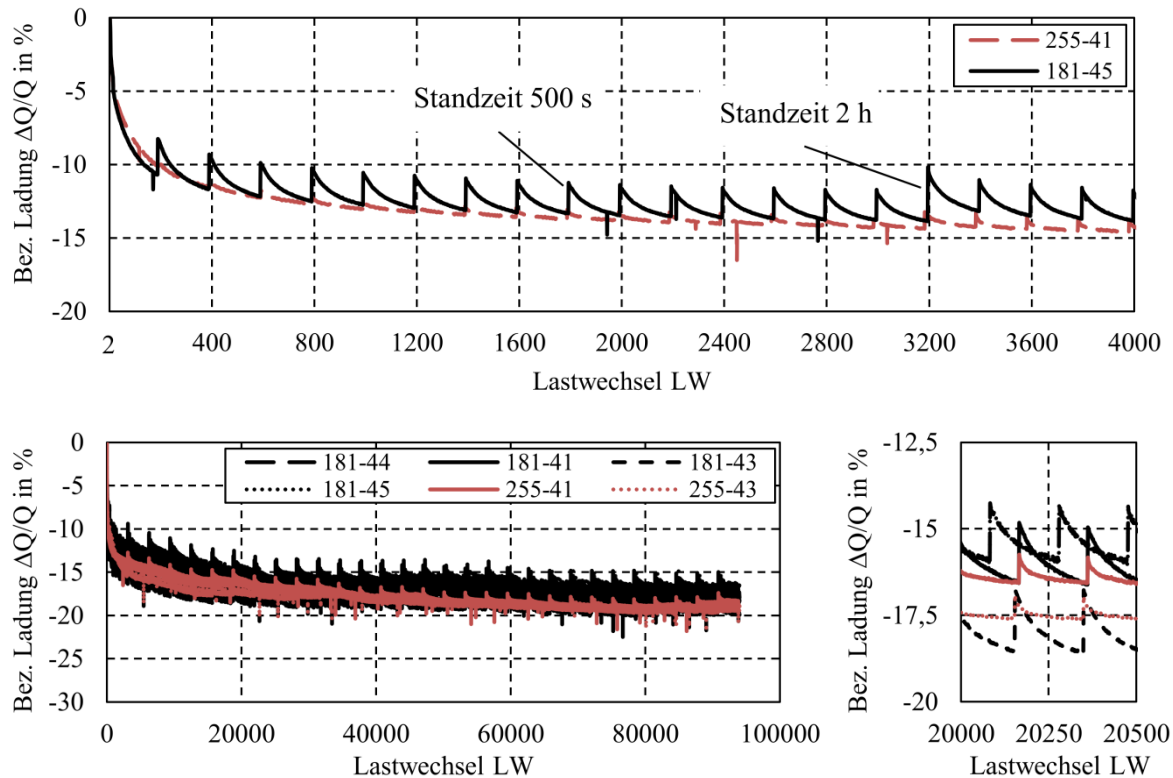


Abb. 146: Relativer Ladungsabfall im Messadapter für komprimiertes Belastungsprofil, oben: Bis 4000 LW, unten: Bis 10^5 LW, unten rechts: Vergrößerte Darstellung

Wie auch bei den Versuchen zuvor zeigt sich während der ersten 200 LW ein ausgeprägtes logarithmisches Depolarisationsverhalten, welches sich nach wenigen tausend LW an einen konstanten Ladungswert annähert. Nach dem anfänglich starken Ladungsabfall stellt sich durch die Standzeiten ein zyklisch konstanter Regenerationseffekt ein. Ebenfalls zeigt sich in Abb. 146, oben, dass eine längere Standzeit, welche nach 3200 LW einsetzt, zu vergleichsweise stärkeren Regenerationen als bei kurzen Standzeiten nach je 200 LW führt. Somit kann auch im Messadapter ein zeitabhängiges Regenerationsverhalten nachgewiesen werden, wie es bereits bei den Einzelementen festgestellt wurde (vgl. Kapitel 5.8). Im Allgemeinen zeigt Abb. 146, unten, zwischen PIC 255 sowie PIC 181 einen identischen Verlauf der Depolarisation.

Einen Vergleich zwischen diesem komprimierten Belastungsprofil und einer kontinuierlichen, schwingenden Belastung für Sensoren in Hauptbelastungsrichtung ($\phi = 0^\circ$) zeigt Abb. 147. Der Mittelwert der Depolarisation unterscheidet sich in beiden Abbildungen nur geringfügig. Unter komprimiertem Belastungsprofil zeigt sich die Regeneration durch die breiteren Streubereiche der bezogenen Ladung. Im Mittel sind allerdings keine geringeren Depolarisationswerte durch die Standzeiten zu erkennen.

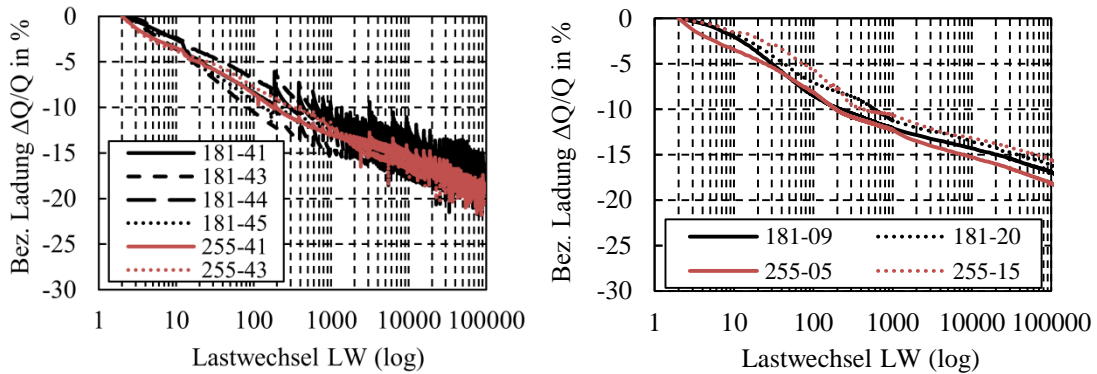


Abb. 147: Vergleich des relativen Ladungsabfalls im Messadapter, links: Komprimiertes Belastungsprofil, rechts: Kontinuierliche Belastung ohne Standzeit, mod. nach [Bet 15]

Auch wenn die Mittelwerte beider Belastungssituationen keine Unterschiede aufzeigen, ist dennoch ein Einfluss durch die Regeneration zu erwarten. Je nach Dauer der Standzeit zeigt sich die Regeneration unterschiedlich stark ausgeprägt, was einen vorteilhaften Effekt auf das zu ermittelnde Sensorsignal und somit den Messfehler darstellt. Der Kalibriervorgang des Messadapters sollte aus diesem Grund nach dem Aufbringen von ca. 1000 LW erfolgen. Somit wird der Messfehler bei Folgelasten deutlich reduziert. Andernfalls führt der anfänglich hohe Ladungsabfall dazu, dass dauerhaft zu geringe Ladungswerte bzw. Momente gemessen werden.

Abb. 148 zeigt eine Darstellung des Piezosensors 181-45 aus Abb. 147, referenziert auf die bezogene Ladung bei 1000 LW. Folgezyklen verursachen demnach eine deutlich geringere Depolarisation der Ladung. Auch zeigt sich, dass Standzeiten von nunmehr zwei Stunden Regenerationseffekte bewirken, welche sich bei Folgelasten vorteilhaft auf den Messfehler auswirken.

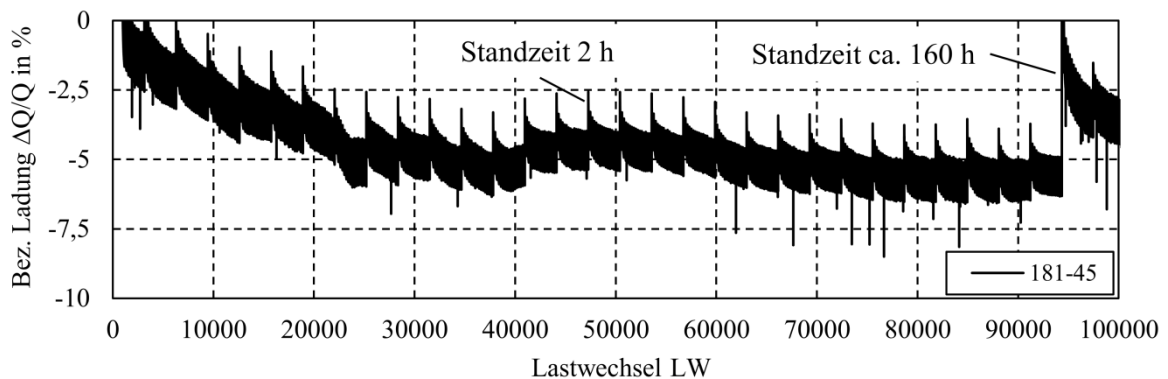


Abb. 148: Komprimiertes Belastungsprofil des Piezosensors 181-45 referenziert auf 1000 LW

Um den Einfluss der zeitabhängigen Regeneration besser bewerten zu können, wird nach Ablauf des komprimierten Belastungsprofils erneut eine verlängerte Standzeit von ca. 160 Stunden angeschlossen. Hierbei zeigt sich, dass durch derart lange Standzeiten das bezogene Ladungssignal sogar über dem Bezugswert der Ladung von 1000 LW liegt. Da der Messadapter ebenfalls für Leihprothesen eingesetzt werden soll, sind derart lange Standzeiten nicht unwahrscheinlich, woraus sich Vorteile hinsichtlich der Messgenauigkeit des Messadapters ergeben. Bei täglicher Verwendung der Prothese treten sie hingegen

erwartungsgemäß nicht auf. Dennoch kann durch diesen Versuch gezeigt werden welchen vorteilhaften Effekt längere Standzeiten auf das resultierende Messsignal und den Messfehler besitzen.

Inwiefern sich die Depolarisation auf den Messfehler des Messadapters auswirkt, hängt somit stark von den Aktivitäts- und Ruhezeiten des Prothesenträgers ab. Bei einer Justierung der Sensoren auf eine Anzahl von ca. 1000 LW sowie gewöhnlichen Aktivitäts- und Ruhezeiten des Prothesenträgers kann auf Basis der Versuchsergebnisse abgeleitet werden, dass mit hoher Wahrscheinlichkeit eine Messgenauigkeit von $\pm 5\%$ der zu messenden Ladung zu erwarten ist. Somit stellt sich die Depolarisation der Piezokeramiken aufgrund der wechselnden Aktivitäts- und Standphasen während der Prothesennutzung als wenig problematisch dar. Für kontinuierliche Messanwendungen ist allerdings ein deutlicher Messfehler zu erwarten, sollte keine rechnerische Kompensation der Depolarisation erfolgen.

8.6 Kalibrierung

In Kapitel 5.3 wurde eine Streuung der Ladung unterschiedlicher Piezosensoren bei identischer Belastungskraft nachgewiesen. Aus diesem Grund müssen die Sensoren im Messadapter auf ein einheitliches Ladungsniveau angehoben bzw. abgesenkt werden. Um mechanische Einflüsse des Messadapters auf das Ladungssignal zu berücksichtigen, erfolgt die Kalibrierung der Sensoren im verbauten Zustand. Für die Kalibrierung wird ein Umlaufbiegeprüfstand entwickelt. Dieser wird über einen Schrittmotor drehzahlregelt angesteuert. Die effektive Hebelarmlänge des Prüfstands zwischen den Sensoren des Messadapters und der angreifenden Kraft beträgt 336 mm. Die Kraft kann variabel gewählt werden, sodass eine Kalibrierung bei unterschiedlichen Drehmomenten erfolgen kann (vgl. Abb. 149). Für die Kalibrierung des Messadapters bis zu einem Anwendergewicht von 100 kg wird eine Kraft von 300 N empfohlen, woraus ein Drehmoment von ca. 100 Nm resultiert. Diese Festlegung orientiert sich an den gemessenen, gemittelten Momenten der vier schwersten Anwender der Mobilitätsstudie (vgl. Kapitel 4.2).

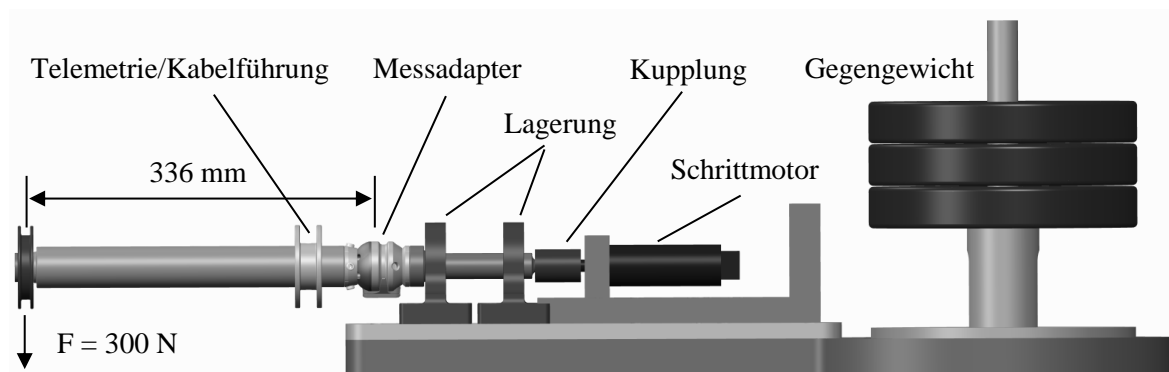


Abb. 149: Umlaufbiegeprüfstand

Der vollständige Messaufbau des Umlaufbiegeprüfstands mit Motorsteuerung und Software zur Datenaufzeichnung der Piezosignale geht aus Abb. 150 hervor. Die Drehbewegung des Prüfstands erzeugt die Ausgabe von sechs unabhängigen Sensorsignalen während einer vollständigen Umdrehung des Messadapters (vgl. Abb. 151, oben).



Abb. 150: Messaufbau Umlaufbiegeprüfstand

Da die Prüfung mit angehängtem Gewicht gestartet wird, sind die Ladungswerte gegeneinander verschoben, da kein einheitlicher Startpunkt der Ladung vorliegt. Wie ebenfalls aus Abb. 151, oben, ersichtlich ist, sind die Ladungsamplituden unterschiedlich stark ausgeprägt, da zu diesem Zeitpunkt noch keine Justierung der einzelnen Sensoren vorgenommen wurde.

Die Kalibrierung der Sensoren im Messadapter erfolgt abweichend zu denen der Einzelelemente in Kapitel 5.3. Das Verfahren der Ein-Punkt-Kalibrierung wird dennoch angewendet. Bei einem Messadapter mit sechs Sensoren wird in der Messdatenverarbeitung das Messsignal in einem Winkelbereich von -60° bis 60° um den jeweils maximal belasteten Sensor erfasst. Aus diesem Grund ist es sinnvoll, diesen Winkelbereich in der Kalibrierung ebenfalls zu berücksichtigen. Für die Kalibrierung werden daher der Ladungswert unter Maximalbelastung ($\zeta = 0^\circ$ und $\phi = 0^\circ$) sowie der Ladungswert bei einem Winkelversatz von 60° verwendet. Die Ladungsdeltas aller sechs Sensorsignale werden auf diese Weise mit einem Referenz-Ladungssignal verglichen, woraus sich für jeden Sensor ein eigener Kalibrierfaktor x_q analog zu Formel (5-11) errechnen lässt. Die Ermittlung von ΔQ ist in Abb. 151, unten, beispielhaft für Sensor L1 dargestellt.

Die Datenaufzeichnungen und Berechnungen der Kalibrierfaktoren erfolgt über einen externen Messverstärker und die Software LabView. Im Folgenden wird der sensorbezogene Kalibrierfaktor mit den unjustierten Ladungsmesswerten multipliziert, was zu einem Abgleich aller Sensorsignale führt. Die justierten Ladungssignale für eine Drehung um 360° sind in Abb. 151, unten, dargestellt.

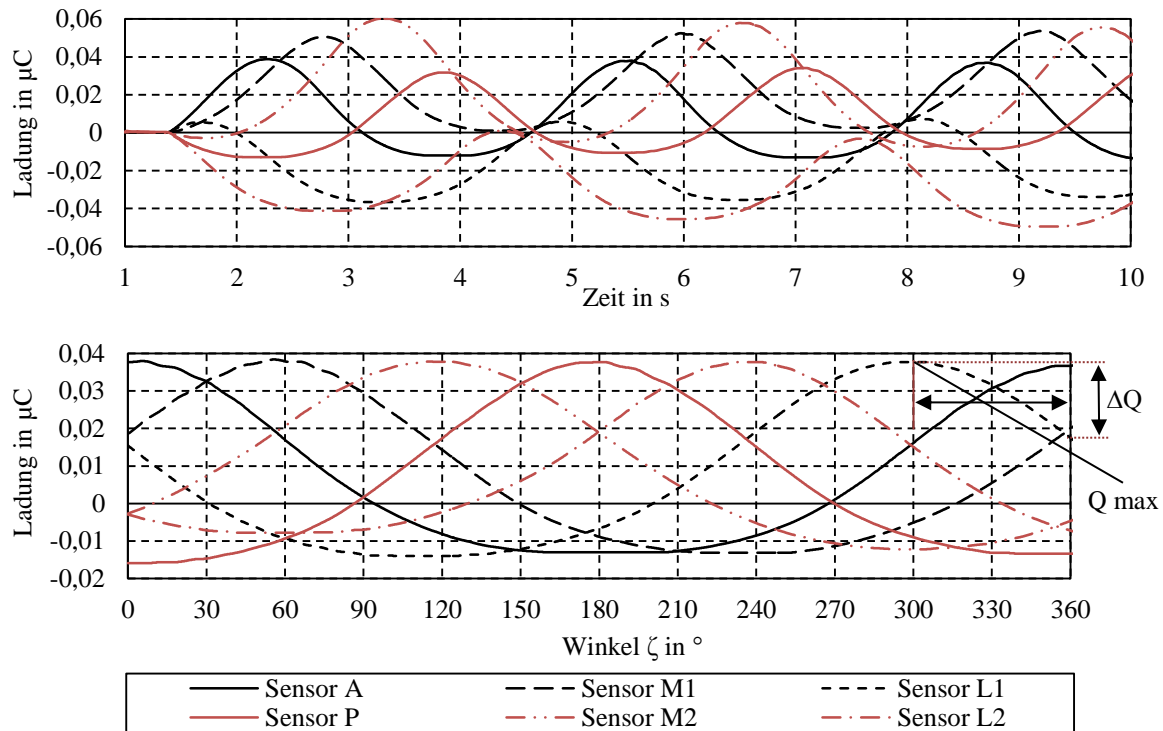


Abb. 151: Sensorsignal in Abhängigkeit des Drehwinkels unter 34 Nm Biegemoment

Vorteilhafterweise bleiben durch dieses Verfahren die Toleranzen des Anzugsmoments der Sensoren unberücksichtigt bzw. besitzen keinerlei Einfluss auf die Berechnung des Kalibrierfaktors. Würde hingegen ΔQ zwischen dem maximalen und dem minimalen Ladungswert gebildet werden, so müsste immer ein identisches Anzugsmoment der Sensoren sichergestellt werden, um die korrekte Berechnung des Kalibrierfaktors zu gewährleisten. Dies ist in der Realität nicht umsetzbar, weshalb sich das vorgeschlagene Verfahren besser eignet. Nach erfolgter Justierung kann außerdem die exakte Höhe der mechanischen Vorspannung jedes Sensors bestimmt werden.

Um die Effekte der Depolarisation auf die Messdaten möglichst gering zu halten, empfiehlt es sich, das Kalibrieren und das Justieren der Sensoren nach dem unmittelbaren Aufbringen von 1000 LW vorzunehmen. Diese Empfehlung leitet sich aus den Versuchsergebnissen in Kapitel 8.5 ab. Mit dem gezeigten Prüfstand kann diese Anzahl an LW vor Beginn des eigentlichen Kalibrierens automatisch erzeugt werden. Fehlereinflüsse, welche durch die Depolarisation entstehen können, werden durch diese Maßnahme deutlich reduziert. Die Kompensation von Randeffekten, wie dem Temperaturgang der piezoelektrischen Ladungskonstante (vgl. Abb. 95), bzw. des Messadapters (vgl. Abb. 142) und dem Hystereseeffekt zwischen Moment und Ladung (vgl. Abb. 135) sind in dieser Kalibrierung nicht vorgesehen und müssen in der weiterführenden Messdatenverarbeitung berücksichtigt werden.

8.7 Fazit

Die Verwendung piezokeramischer Sensoren im Kraftnebenschluss unterscheidet sich von jener Verwendung bei freistehenden Sensoren. Trotz der geänderten Einbauposition verhält sich das Messsignal im Allgemeinen sehr ähnlich. Der Algorithmus zur Kompensation der

Hysteresen kann aus diesem Grund in gleicher Weise auf die verbauten Sensoren im Messadapter angewendet werden. Zwar weichen die Hysteresen im Vergleich zu denen bei freistehenden Sensoren ab, dennoch zeigt sich eine vergleichbare Reproduzierbarkeit der Hysteresen, welche für die Funktion des Algorithmus wichtig ist (vgl. Kapitel 8.2). Das zyklische Depolarisationsverhalten zeigt gegenüber dem Verhalten bei freistehenden Sensoren nur leichte Unterschiede. Die Depolarisation unter Einwirkung einer schwingenden Dauerbelastung liegt mit ca. 20% in einem ähnlichen Bereich wie bei freistehenden Sensoren. Vorteilhafterweise zeigen die Sensoren im Messadapter ebenfalls eine ausgeprägte Regeneration des Ladungssignals. Dieser Effekt wirkt sich wiederum positiv auf den Messfehler des zu erfassenden Messsignals aus (vgl. Kapitel 8.5). Die Temperaturabhängigkeit der verbauten Sensoren ist stärker ausgeprägt als jene bei freistehenden Sensoren, was auf die temperaturabhängigen Eigenschaften der im Kraftnebenschluss angeordneten Materialien zurückzuführen ist. Die temperaturabhängigen Dehncharakteristika der Materialpaarungen können dazu führen, dass das Messsignal verstärkt oder abgeschwächt wird. Da sich die Temperaturabhängigkeit dennoch sehr linear verhält, kann eine Kompensation mithilfe eines temperaturabhängigen Faktors durchgeführt werden (vgl. Kapitel 8.4). Bedingt durch die geometrische Ausrichtung der Sensoren im Messadapter ist es notwendig, den Winkel der resultierenden Kraft zu bestimmen, um die Momente in Frontal- und Sagittalebene korrekt berechnen zu können. Unter Verwendung der Messsignale der zwei maximal belasteten Sensoren erweist sich dieses Vorgehen als sehr gut anwendbar sowie reproduzierbar (vgl. Kapitel 8.3.2). Um die Einflüsse der Vorspannkraft auf die Hysteresen gering zu halten, wird die Vorspannkraft der Sensoren auf 1/5 der maximal aufgespannten Momenten-Ladungs-Hysterese festgelegt (vgl. Kapitel 8.3.3). Als Folge der Anordnung der sechs Sensoren sowie der sehr geringen Vorspannkraft der Sensoren ist es nicht möglich, den Anteil der Normalkraft in Abhängigkeit der auftretenden Momente zu berechnen. Dies bedeutet, dass das gemessene Biegemoment einen gewissen Anteil der Normalkraft enthält und daher zu hoch angenommen wird. Im Abgleich mit den Auswertungen zu den Mobilitätsuntersuchungen ist dieser Fehler allerdings als sehr gering einzustufen und rechtfertigt daher den Einsatz eines weiteren Normalkraftsensors aus energetischen Gründen nicht (vgl. Kapitel 8.3.1). Unter Bezugnahme auf die Versuchsergebnisse aus Kapitel 5 erweist sich der piezokeramische Werkstoff PIC 181 für die vorgesehene Anwendung als vorteilhaft. PIC 181 verfügt im Vergleich zu PIC 255 über eine weniger stark ausgeprägte Ladungshysterese, was die Einflüsse von Vorspannungen sowie Berechnungsfehlern bei der Ausführung des Hysteresealgorithmus minimiert. Des Weiteren verfügt PIC 181 über eine deutliche Regeneration der Ladung, was in dem betrachteten Anwendungsfall zu einer Verringerung des Messfehlers führt. Weitere Unterschiede sind für die vorgesehene Messaufgabe weniger entscheidend. Unter Berücksichtigung von allen betrachteten Einflussfaktoren und unter Anwendung der vorgestellten Kompensationsverfahren ist in Abhängigkeit des vorgesehenen Einsatzgebietes mit einem Messfehler von bis zu 15% zu rechnen. Die Effekte der Depolarisation tragen zu einem überwiegenden Anteil an dem Messfehler bei.

9 Messelektronik für den mobilen Einsatz

Neben der experimentellen Überprüfung des Messadapters unter Laborbedingungen ist der Einsatz unter realen Bedingungen ein wichtiger Aspekt der Funktionsüberprüfung. Aus diesem Grund wird ein mobiles Messsystem entworfen, mit welchem die Aufzeichnung der generierten Ladungen während des Tragens der Prothese ermöglicht wird. Datenerfassung und Datenauswertung werden zunächst unabhängig voneinander entwickelt. Die Datenauswertung erfolgt vorläufig über eine rechnerintegrierte Software. Die Zusammenführung von Hardware und Software kann zu einem späteren Zeitpunkt erfolgen und ist nicht Ziel dieser Arbeit. Nachfolgend werden das mobile Datenerfassungssystem und die Software zur Messdatenauswertung näher erläutert.

9.1 Hardware

Die durch den Messadapter generierten Sensorsignale müssen durch eine geeignete Elektronik verarbeitet und ausgewertet werden. Was in den experimentellen Untersuchungen noch durch den Messverstärker und die Software der Messmaschine realisiert wurde, muss nun durch ein mobiles Messsystem ersetzt werden. Die analogen Sensorsignale werden mittels eines 16-Bit Mikroprozessors (TI MSP 430F161X) mit integriertem 12-Bit A/D-Wandler mit einem Spannungsmessbereich von 0 - 3,6 V in Digitalwerte gewandelt und somit zur weiteren Verarbeitung vorbereitet. Verwendet wird hierfür ein mobiles und eigens von der OBHC entwickeltes System, welches bereits in der Studienphase von Oehler [Oeh 16] zur Anwendung kam. Die Abtastfrequenz des A/D-Wandlers kann variabel bis zu 1,6 kHz gewählt werden. Für die mobile Messanwendung ist eine Abtastfrequenz von 500 Hz nach Festlegung des Kapitels 5.1 ausreichend. Zudem verfügt die Elektronik über die Möglichkeit der Datenerfassung auf einer SD-Card. Der Piezosensor erzeugt in Abhängigkeit von der Richtung der mechanischen Kraft ein positiv bzw. negativ gerichtetes Spannungssignal, woraus sich der Strom sowie die generierte Ladung berechnen lassen. Um die Spannung auf den mittleren Messbereich des A/D-Wandlers anzuheben, wird eine Vorschaltung, bestehend aus einem Operationsverstärker K2 (TI OPA333) und einem Instrumentationsverstärker K1 (TI INA333), verwendet (vgl. Abb. 152). Für eine Funktionsüberprüfung des Messablaufs und der Messdatenverarbeitung ist diese Art von Schaltung ausreichend genau. Für den Dauereinsatz ist die Verwendung einer Referenzspannungsquelle zu empfehlen, um Spannungsschwankungen der Spannungsquelle zu kompensieren.

Der Operationsverstärker K2 stellt die Referenzspannung des Instrumentationsverstärkers K1 zur Verfügung, welche sich aus dem vorgeschalteten Spannungsteiler der Widerstände R_1 und R_2 errechnet. Die Verstärkung des Instrumentationsverstärkers ergibt sich durch Auswahl von R_g zu 100 k Ω , welches eine Verstärkung von zwei bedeutet. Der Piezosensor kann als Stromquelle betrachtet werden, da die elektrischen Ersatzschaltbilder von Piezosensor und Stromquelle äquivalent sind (vgl. Kapitel 5.1.1, Abb. 73).

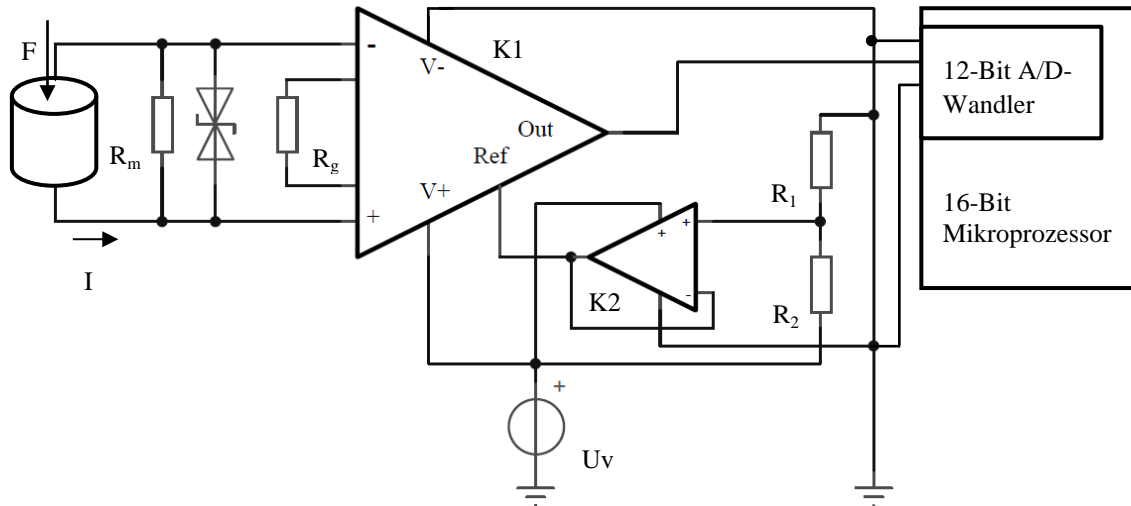


Abb. 152: Vorschaltung und Datenerfassung für Ladungsmessung

Die Größe des Messwiderstands/Shuntwiderstands R_m bestimmt die Höhe der Differenzspannung zwischen dem nicht-invertierenden und invertierenden Eingang des Instrumentationsverstärkers K1 (vgl. Kapitel 5.1.1). Die Amplituden der Sensorsignale lassen sich somit über die Größe des Messwiderstands R_m anpassen. Der Messwiderstand ist so klein auszulegen, dass das Tiefpassverhalten, welches aus der Kapazität des Piezosensors und dem Widerstand resultiert, die Messergebnisse nicht beeinflusst. Hingegen sollte der Messwiderstand möglichst groß gewählt werden, damit die Signalspannung möglichst hoch und folglich bei elektrischen Störungen am Eingang des Instrumentationsverstärkers ein optimaler Signal-Rausch-Abstand gegeben ist. Die maximale und durch den piezoelektrischen Sensor erzeugbare elektrische Spannung über R_m kann bei definierter Belastungskraft sowie einem unendlich kurzen Kraftimpuls mit Hilfe der Formel (2-69) in Kapitel 2.3.3 berechnet werden. Diese maximale elektrische Spannung liegt für PIC 255 und PIC 181 für eine Belastungskraft von 1000 N bei 3979 V und übersteigt daher die ertragbare Maximalspannung des Instrumentationsverstärkers deutlich. Als Schutzmaßnahme gegen ESD wird parallel zu R_m eine TSV-Diode (ESD5V3L 1B-02LRH) eingesetzt. Diese Maßnahme führt zur Unterdrückung bidirektionaler Spannungsspitzen, welche größer bzw. kleiner sind als deren Schaltspannung von $\pm 5,3$ V. Unter den gegebenen Randbedingungen wie der maximalen Belastungskraft und Schrittfrequenz sowie den gewählten elektronischen Größen (vgl. Tabelle 14), können Messwertverfälschungen, welche durch die Unterdrückung solcher Spannungsspitzen entstehen, vernachlässigt werden. Eine Übersicht der Parameter des Messaufbaus nach Abb. 152 zeigt Tabelle 14.

Parameter	U_v	R_m (PIC 255)	R_m (PIC 181)	R_g	R_1	R_2
Größe	3,3V	120 k Ω	240 k Ω	100 k Ω	10 k Ω	10 k Ω

Tabelle 14: Elektrische Größen für Messaufbau nach Abb. 152

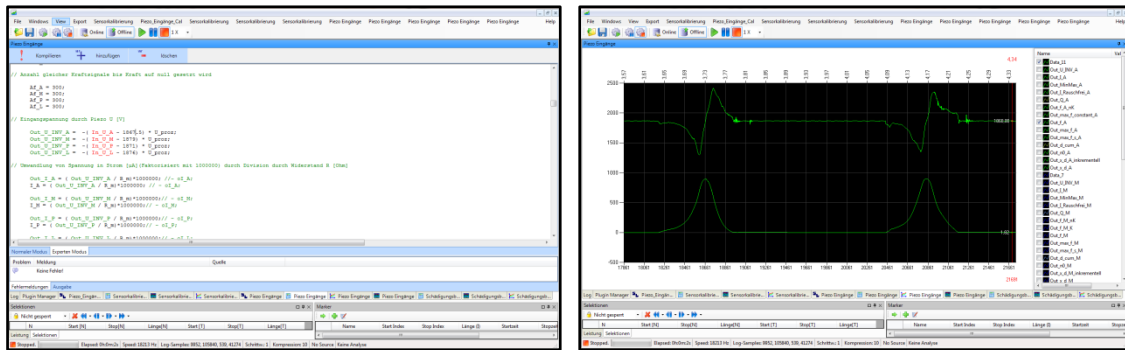


Abb. 155: Links: Programmieroberfläche C#, rechts: Visualisierung der Datenkanäle

Die Messkanäle des Messadapters werden mit den Eingängen der Plug-Ins verknüpft und ermöglichen damit die Verarbeitung und die weitere Visualisierung der digitalisierten Messdaten (vgl. Abb. 155, rechts). Ein auf der Programmiersprache C# basierendes Plug-In verfügt über eine Oberfläche zur Erstellung von Quellcodes, was weiterführende Berechnungen mit den Messdaten integral in diesem Programm ermöglicht (vgl. Abb. 155, links). Ebenfalls verfügt Datalab über die Möglichkeiten, Einstellungen an dem Mikroprozessor und der Datenerfassung vorzunehmen. Hierbei können beispielsweise Messkanäle aktiviert und deren Abtastfrequenzen variabel ausgewählt werden. Für die weitere Auswertung der aufgezeichneten Messdaten werden in Datalab folgende Algorithmen integriert.

- Justierung der piezoelektrischen Sensoren
- Hysterese-Kompensationsalgorithmus mit modifizierter Rainflow-Klassierung (vgl. Kapitel 10.1)
- Schadensakkumulationsmodelle auf Basis des Nennspannungskonzepts (linear/nichtlinear)

Die Algorithmen werden als Einzelbausteine erstellt, sodass eine unabhängige Bewertung und Validierung der Berechnungen und Ergebnisse vorgenommen werden kann.

10 Korrelation zwischen Beanspruchung und Festigkeit

Eine Aussage über die Restlebensdauer eines Bauteils mithilfe der Lebensdauerberechnung treffen zu können, erfordert eine gegenüberstellende Betrachtung von Beanspruchung und Festigkeit des zu untersuchenden Bauteils (vgl. Kapitel 2.1) [Hai 06]. Abb. 156 zeigt das Vorgehen und die notwendigen Eingangsgrößen für die Lebensdauerabschätzung. Das Vorgehen, welches für den Messadapter bevorzugt Anwendung finden soll, ist farbig gekennzeichnet.

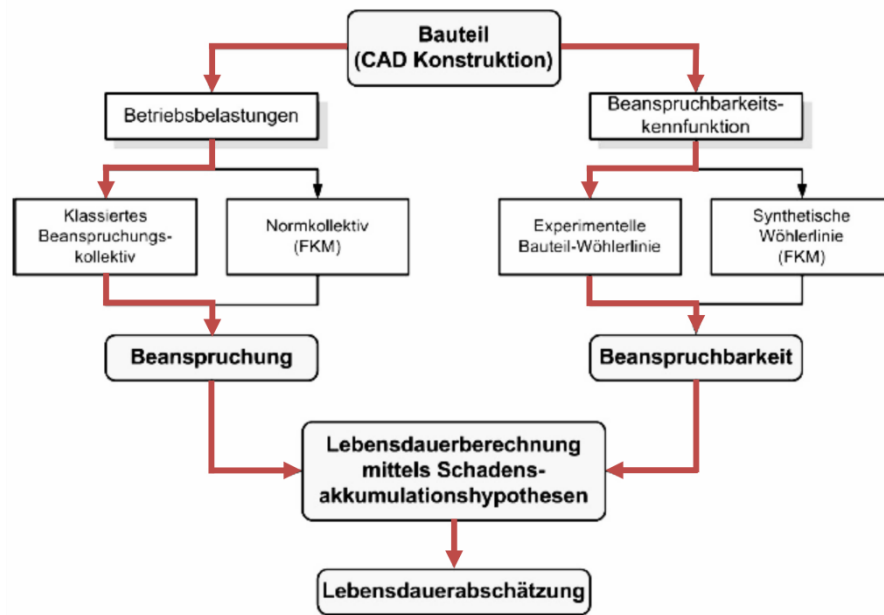


Abb. 156: Vorgehen bei Lebensdauerabschätzung, mod. nach [Sie 08]

10.1 Ermittlung der Beanspruchung

Zur Identifikation der Beanspruchung werden die Summenmomente herangezogen, welche während des Gangzyklus auftreten (vgl. Kapitel 6). Aufgrund des physiologischen Gangbildes und der außermittigen Positionierung der Piezosensoren entsteht während des ebenen Gehens ein ansteigendes Summenmoment. Dieses sinkt in der darauffolgenden Schwungphase auf einen Wert von null. Für anomale Belastungssituationen, wie z.B. das Auf- und Abspringen auf dem Prothesenbein, sollten Zwischenschwingspiele sowie die Lage der Mittellast erfasst werden können. Dies führt zu dem Schluss, die ermittelten Kraft-Ladungs-Hysteresen bzw. Momenten-Ladungs-Hysteresen der Piezoelemente um einen Zählalgorithmus zu erweitern. Hierfür wird eine Modifikation der Rainflow-Zählung vorgenommen (vgl. Kapitel 2.1.4).

Physikalisch betrachtet kann zwischen der Kraft-Ladungs-Hysterese bzw. der Momenten-Ladungs-Hysterese piezoelektrischer Bauelemente ein ähnlicher Zusammenhang wie zwischen der Spannungs-Dehnungs-Hysterese metallischer Werkstoffe hergestellt werden. Die Flächen, welche durch die Hysteresen aufgespannt werden, stellen ein Maß für die Energieaufnahme des Bauteils dar und können mithilfe einer Rainflow-Zählung erfasst werden. In Kapitel 2.1.4 wird das Verfahren der Rainflow-Zählung genauer beschrieben.

Die Rainflow-Zählung eignet sich für eine Echtzeitverarbeitung der Hysteresen. Allerdings bleibt bei dieser Zählmethode das Residuum, welches den vom Betrag höchsten Wert im Gesamtkollektiv enthält, bis zum rechnerischen Lebensdauerende der Echtzeit-Schädigungsberechnung unberücksichtigt.

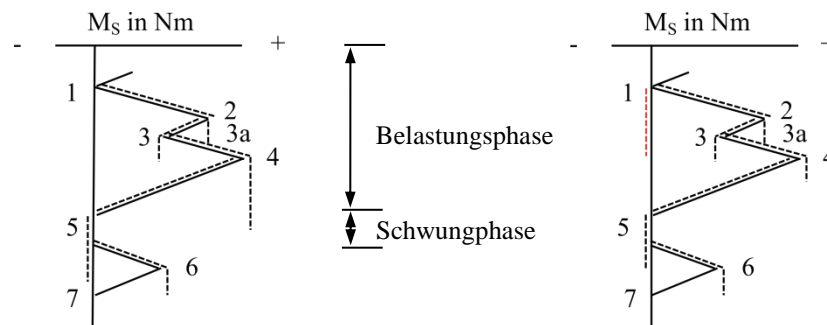


Abb. 157: Modifikation des Rainflow-Algorithmus zur Echtzeitverarbeitung von Hysteresen, links: Rainflow-Algorithmus, rechts: modifizierter Rainflow-Algorithmus, mod. nach [Col 93]

Der Rainflow-Algorithmus in Abb. 157, links, lässt erkennen, dass die Schleife 1-4-5 nicht geschlossen wird und somit den Maximalwert der Belastungszeitfunktion als Residuum enthält. Aus diesem Grund wird eine Modifikation der Rainflow-Zählung vorgenommen, um zu verhindern, dass Residuen während der Echtzeitverarbeitung auftreten. Die Anpassung erfolgt, indem zum Zeitpunkt der Erstbelastung (Punkt 1 fortlaufend) bereits ein Regenfließen vorausgesetzt wird (vgl. Abb. 157, rechts). Da das Summenmoment keine negativen Werte annimmt und das Messsignal in jeder Schwungphase genullt wird, führt dies zum Schließen aller noch offenen Hysteresen. Im Allgemeinen stellt das Summenmoment eine Hilfsgröße dar, welche in Kapitel 10.3 näher beschrieben wird. Der modifizierte Rainflow-Algorithmus zählt somit Schwingbreiten auf Grundlage eines Vierpunkt-Algorithmus und liefert unter Bedingung der in Abb. 157, rechts, aufgezeigten BZF gleiche Ergebnisse wie eine Bereichspaar-zählung [Köh 12] [Col 93]. Anstelle von Bereichspaaren der Spannungsamplituden werden bei dieser Echtzeitverarbeitung die momentanen Absolutwerte der Kräfte bzw. Summenmomente verwendet. Ebenfalls kann mit diesem Algorithmus die Lage der Mittellast erfasst werden, weshalb sich das Verfahren als zweiparametrisches Zählverfahren bestimmen lässt. Das vorgestellte Verfahren ist somit der Bereichspaar-Mittelwert-Zählung sehr ähnlich. Die Rainflow-Zählung sowie die Bereichspaar-Mittelwert-Zählung liefern durch den Zählalgorithmus fast identische Ergebnisse und können aus diesem Grund beide für die Lebensdauerabschätzung verwendet werden [Köh 12]. Für die weitere Messdatenverarbeitung wird der modifizierte Rainflow-Algorithmus angewendet.

10.2 Ermittlung der Bauteilfestigkeit

Die Festigkeit muss experimentell ermittelt oder abgeschätzt werden. Die Abschätzung von synthetischen Bauteilwöhlerlinien wird durch Hück [Hüc 81] beschrieben und daher in diesem Kapitel nicht näher erläutert. Zudem gibt auch die FKM-Richtlinie eine Verfahrensanweisung zur Bildung synthetischer Bauteilwöhlerlinien in Abhängigkeit des Werkstoffs und der Belastungsart vor [Fkm 12]. Die Festigkeit kann, wie in Kapitel 2.1.2

beschrieben, über eine bauteilspezifische Wöhlerlinie definiert werden. Aufgrund der Vielzahl von unterschiedlichen Kniegelenks- und Fußstrukturen sowie deren ständiger Neuentwicklung, ist der Prüfaufwand und Kostenfaktor zur Erfassung dieser Wöhlerlinien sehr hoch. Aus diesem Grund werden im Folgenden zwei Ansätze betrachtet. Ansatz 1 beschreibt die Aufnahme der Wöhlerlinie auf konventionelle Art. Ansatz 2 ermöglicht die Ermittlung einer synthetischen Wöhlerlinie mit geringerem Kosten- und Zeitaufwand mithilfe der Erkenntnisse der ISO 10328.

10.2.1 Ansatz 1: Experimentell ermittelte Bauteilwöhlerlinien

Die Wöhlerlinie stellt die experimentell bestimmte Bauteilfestigkeit dar. Der Lastvektor, welcher zur Bestimmung der Wöhlerlinie verwendet wird, sollte aus diesem Grund der realen Belastungssituation des Bauteils bestmöglich entsprechen. Betrachtet man die Prüfung der ISO 10328 für PLB I und PLB II unabhängig voneinander, so wird jeweils eine druckschwellende Beanspruchung mit einem Spannungsverhältnis von $R = -\infty$ aufgebracht. Bei realer Verwendung von Prothesenbauteilen setzten sich die Belastungen, bedingt durch den Gangzyklus, aus einer alternierenden Folge von Lasten der PLB I und PLB II zusammen. Auf Bauteilebene resultiert daraus eine Kombination von druck- und zugschwellenden Beanspruchungen. Ein Prototyp eines Prüfstands, welcher ein alternierendes Prüfen von PLB I- und PLB II-Lastfolgen ermöglicht, wird von Wulff vorgestellt [Wul 15]. Kommerzielle Prüfstände, welche einen derartigen Prüfablauf ermöglichen, existieren jedoch derzeit nicht. Aus diesem Grund wird der folgende konservative Ansatz zur Bestimmung der Wöhlerlinie mithilfe der Prüfvektoren der ISO 10328 vorgeschlagen.

Die Betrachtung erfolgt wie schon in den Kapiteln zuvor gesondert für A_e und K_e . Abb. 158, links, zeigt eine Draufsicht auf die Transversalebene für den Knöchelpunkt A_e . Hierbei ist zu sehen, dass das Sagittalmoment sowohl beim Vektor der ISO 10328 als auch beim Vektor der Vorfußbelastung der Anwender > 80 kg, dem Frontalmoment deutlich überwiegt (vgl. Tabelle 15). Da die Hauptbelastungen in dieser Ebene auftreten, ist es sinnvoll, die Bauteilwöhlerlinie ebenfalls auf Grundlage dieser Vektorlage zu ermitteln.

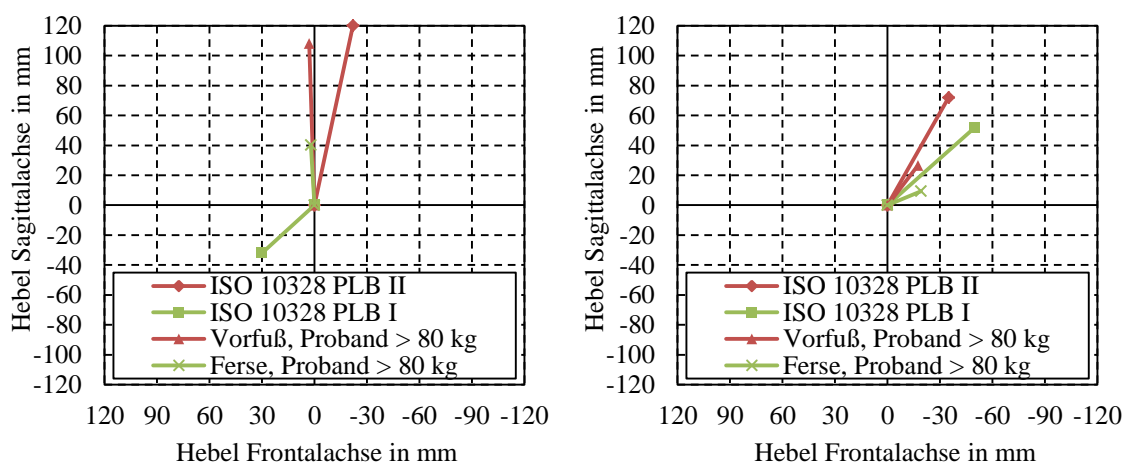


Abb. 158: Hebelarme für Frontal- und Sagittalachse mit Sicht auf Transversalebene, links: A_e , rechts: K_e

Der Prüfvektor der ISO 10328 unter PLB II erzeugt im Vergleich zum Vorfußvektor > 80 kg ein stärkeres Frontalmoment, weshalb dieser Vektor als verschärfte Prüfung aufge-

fasst werden kann (vgl. Abb. 158, links). Die Bauteilwöhlerlinie sollte somit für den Knöchelpunkt A_e auf Grundlage des Vektors der PLB II der ISO 10328 ermittelt werden.

Für die Knieebene zeigt sich, dass die Richtungslage der Prüfvektoren der ISO 10328 mit den Vektoren des Probandentests sehr gut übereinstimmen (vgl. Abb. 158, rechts). Aufgrund dessen können zur Ermittlung der Wöhlerlinie die Prüfvektoren der ISO 10328 verwendet werden. Da sowohl unter PLB I als auch unter PLB II ähnlich hohe Momente erzeugt werden und folglich nicht unmittelbar ersichtlich ist, welche Vektorlage kritischer für die Bauteilschädigung ist, muss die Aufnahme der Wöhlerlinie für beide Vektoren unabhängig voneinander erfolgen. Aus diesem Grund ergeben sich zwei Wöhlerlinien in K_e , jeweils für den Prüfvektor der PLB I und PLB II.

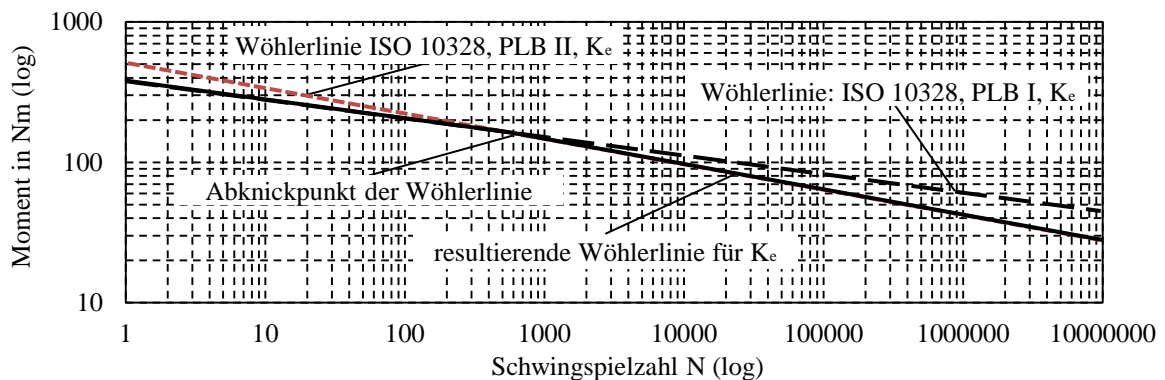


Abb. 159: Schematische Darstellung von Bauteilwöhlerlinie in K_e für Prüfvektoren nach ISO 10328

Für die Schadensakkumulation wird die Wöhlerlinie mit der geringsten ertragbaren Schwingspielzahl unter PLB I und PLB II ausgewählt, wodurch sich eine zusammengesetzte Wöhlerlinie in K_e ergibt. Da jeweils die kritischere Wöhlerlinie verwendet wird, stellt dieses Vorgehen einen konservativen Ansatz dar. Die zusammengesetzte Wöhlerlinie ist in Abb. 159 schematisch dargestellt.

10.2.2 Ansatz 2: ISO-Verfahren

Jedes Prothesenbauteil der unteren Extremität erfordert nach der ISO 10328 eine Durchführung der dynamischen und statischen Hauptprüfung der Struktur (vgl. Kapitel 2.2.2). Die Prüfkräfte für die dynamische Hauptprüfung liegen für PBG und PLB zwischen 847 N und 2100 N. Die Anzahl der zu ertragenden Lastwechsel beträgt hierbei $3 \cdot 10^6$ (vgl. Anhang A2, Tabelle 25) [Iso 16a]. Der Zustand, bei der die dynamische Hauptprüfung der ISO 10328 als bestanden gilt, wird im weiteren Verlauf als „dynamische Festigkeit“ bezeichnet. Abb. 160 zeigt eine schematische Darstellung des Rechteckkollektivs der dynamischen Hauptprüfung nach der ISO 10328 im Vergleich zu drei Bauteilwöhlerlinien verschiedener Strukturbauteile.

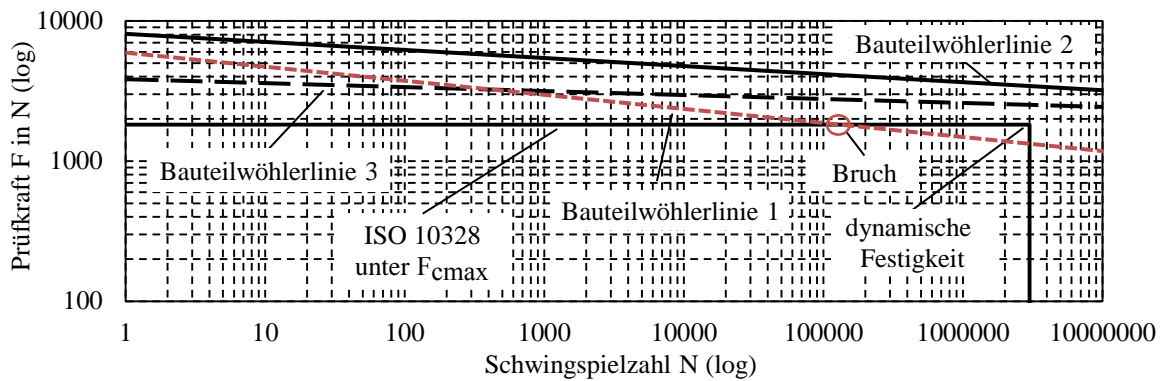


Abb. 160: Bauteilwöhlerlinien verglichen mit dem Rechteckkollektiv der ISO 10328 (schematische Darstellung)

Unabhängig vom Verlauf der bauteilspezifischen Wöhlerlinie liegt die geprüfte Schwingspielzahl, bezogen auf die dynamische Prüfkraft F_{cmax} unter PBG und PLB, vor der Bruchschwingspielzahl des Strukturbauteils. Demnach erfüllen Bauteilwöhlerlinie 2 und 3 die Anforderungen an die dynamische Hauptprüfung der ISO 10328. Das Bauteil mit der Bauteilwöhlerlinie 1 erfüllt diese Anforderungen nicht, was in Abb. 160 durch den Schnittpunkt von Rechteckkollektiv und Bauteilwöhlerlinie 1 dargestellt ist.

Im Folgenden wird ein entwickelter mathematischer Ansatz erläutert, bei welchem die Festigkeit des Strukturbauteils dessen ermittelter Belastung gegenüber gestellt werden kann. Für diesen Ansatz wird die Integralfäche der Summenmomente der ISO 10328 mit den Integralfächen der durch den Messadapter ermittelten Summenmomente in Bezug gesetzt. Der Austausch der Strukturkomponente erfolgt, wenn eine zur ISO 10328 äquivalente Integralfäche aufgespannt wird. Dieser Flächenvergleich entspricht in Bezug zum Vorgehen der Schadensakkumulation nach Palmgren-Miner einer Wöhlerlinie der Neigung $k = 1$. Abb. 161, links, zeigt ein zufälliges und bereits getrepptes Belastungskollektiv im Vergleich zur Belastung der ISO 10328. Nach Durchlauf des Belastungskollektivs ist eine definierte Fläche gegenüber der Gesamtfläche der ISO 10328 aufgespannt, woraus sich der Schädigungsanteil des Kollektivdurchlaufs berechnen lässt.

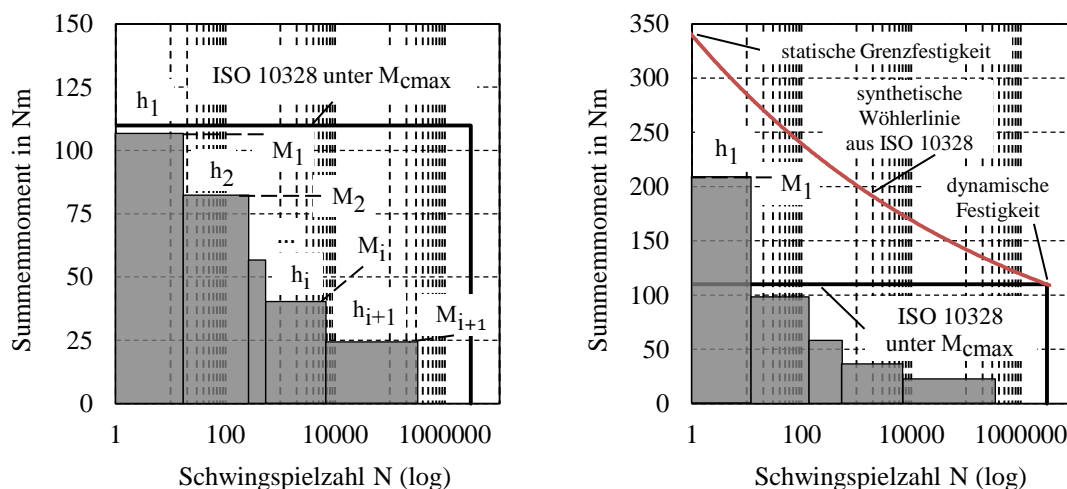


Abb. 161: Schematische Darstellung des Flächenvergleichs zwischen einem getreppten Belastungskollektiv und der ISO 10328, links: Belastungen $\leq M_{cmax}$, rechts: Belastungen $> M_{cmax}$

Die Darstellung kann in identischer Weise mit mechanischen Spannungen oder Kräften erfolgen.

Um die Teilschädigung der jeweiligen Treppung zu berechnen, kann Formel (10-1) herangezogen werden.

$$D_i = \frac{h_i \cdot M_i}{3 \cdot 10^6 \cdot M_{cmax}} \quad (10-1)$$

Die Gesamtschadenssumme nach Durchlauf des Belastungskollektivs mit n Stufen berechnet sich nach:

$$D_{ges} = \sum_{i=1}^n D_i = \sum_{i=1}^n \frac{h_i \cdot M_i}{3 \cdot 10^6 \cdot M_{cmax}} \quad (10-2)$$

Das Berechnungskonzept wird im Folgenden als ISO-Verfahren bezeichnet. Dieses steht in unmittelbarem Widerspruch zu Erfahrungen aus der Betriebsfestigkeit, nach welchen eine Neigung $k = 3$ bereits als Extremfall angesehen werden kann. Derart kleine Neigungsexponenten gelten nur für scharf gekerbte Bauteile [Rad 07]. Berechnungen gegen eine Neigung von $k = 1$ sind sinngemäß als sehr konservativ einzustufen. In Abhängigkeit des Neigungsexponenten der experimentellen Wöhlerlinie ergeben sich nach Palmgren-Miner demnach deutlich größere ertragbare Schwingspielzahlen. Eine rechnerische Abschätzung der Qualität dieses Verfahrens kann mithilfe der virtuellen Schadenssumme erfolgen. In Untersuchungen von Hinkelmann (vgl. Kapitel 2.1.7 und 2.1.8) konnte gezeigt werden, dass sowohl das KF- als auch das IMAB-Verfahren zu guten Übereinstimmungen mit experimentellen Ergebnissen führen. Deshalb bietet es sich an, das ISO-Verfahren mit den zwei genannten Verfahren zu vergleichen. Für die nachfolgenden Berechnungen werden die Wöhlerlinien und Amplitudenkollektive aus Kapitel 3.2 übernommen. Hierbei entspricht der Kollektivhöchstwert dem Maximalwert der dynamischen Prüflasten der ISO 10328, sodass ausschließlich Belastungen $\leq M_{cmax}$ auftreten (vgl. Abb. 161, links). Abb. 162 zeigt den rechnerischen Vergleich zwischen KF-, IMAB- und ISO-Verfahren für verschiedene Neigungsexponenten k der Wöhlerlinien.

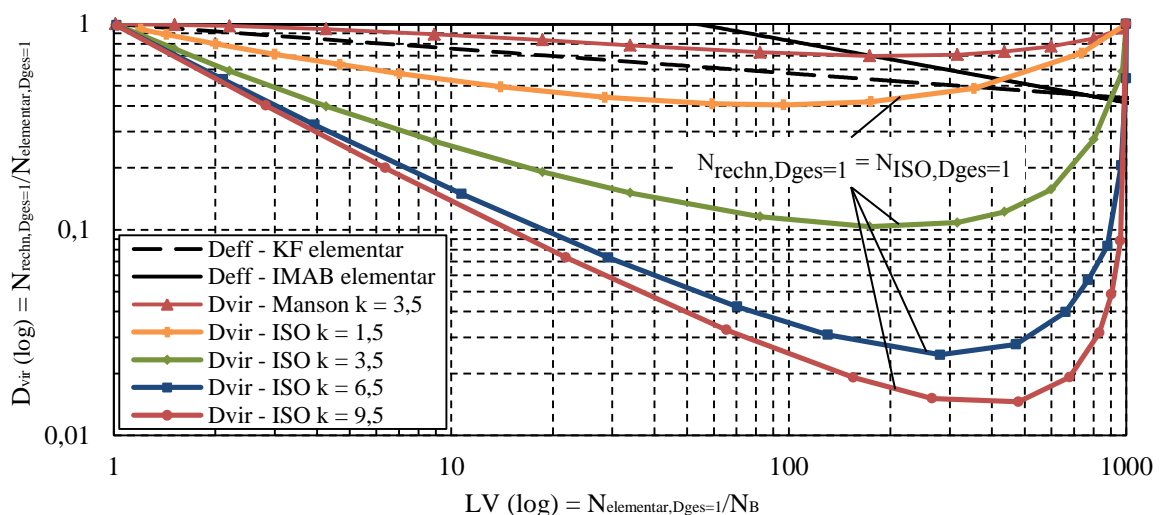


Abb. 162: Verlauf der virtuellen Schadenssumme für ISO-Verfahren und unterschiedliche Neigungsexponenten k der Bauteilwöhlerlinien im Vergleich zur Regression nach Hinkelmann (KF- und IMAB-Verfahren) und dem nichtlinearen Modell nach Manson unter Miner elementar und $p_s = 0,4$

Abb. 162 zeigt, dass das ISO-Verfahren für alle Bauteilwöhlerlinien geringere virtuelle Schadenssummen berechnet als die effektiven Schadenssummen des KF- oder IMAB-Verfahrens. Somit ergeben sich nach dem ISO-Verfahren zu geringe Bauteillebensdauern. Aufgrund des Berechnungsmodells wird keine identische virtuelle Schadenssumme bei gleichem LV und unterschiedlichen Neigungsexponenten der Wöhlerlinie berechnet. Insbesondere bei sehr flach verlaufenden Wöhlerlinien ($k = 9,5$) ergibt sich dadurch eine starke Unterschätzung der Bauteillebensdauer. Der Anstieg der virtuellen Schadenssumme bei LV, welche annähernd dem Kollektivumfang H_0 entsprechen, lässt sich auf die gleiche Begründung zurückführen wie bereits in Kapitel 3.2 erläutert. Demnach besitzen die mit geringer Amplitude und in hoher Anzahl auftretenden Lasten keinen realen Schädigungsanteil, was zu einem Anstieg von D_{vir} führt.

Unter der Bedingung, dass keine Lasten $> M_{\text{cmax}}$ auftreten, kann das ISO-Verfahren für Wöhlerlinien mit Neigungsexponenten $k \geq 1,5$ als sehr konservative Lebensdauerabschätzung eingestuft werden (vgl. Abb. 161, links). Belastungen, welche M_{cmax} übersteigen, können mit wenigen Lastwechseln zu einem Versagen des Strukturteils führen. Eine äquivalente Schadenssumme kann durch das ISO-Verfahren aufgrund des fehlenden Bezugs zu einer experimentellen Bauteilwöhlerlinie nicht sichergestellt werden. Wird in der Schädigungsberechnung nach dem ISO-Verfahren für Lasten $> M_{\text{cmax}}$ weiterhin nach Formel (10-1) und (10-2) vorgegangen, kann dies mitunter dazu führen, dass zu geringe Schadenssummen berechnet werden. Daraus resultieren generelle Unsicherheiten bei der Lebensdauerabschätzung. Zur Korrektur dieses Defizits können synthetische Wöhlerlinien zwischen dem Bezugswert der statischen Grenzfestigkeit und dem Bezugswert der dynamischen Festigkeit der ISO 10328 abgeleitet und als Berechnungsgrundlage herangezogen werden (vgl. Abb. 161, rechts).

Zur Beurteilung der Qualität des Verfahrens für Belastungen $> M_{\text{cmax}}$ werden die aus Kapitel 4.4 ermittelten Überlastkollektive mit den synthetischen Bauteilwöhlerlinien des ISO-Verfahrens verglichen. Die Bauteilwöhlerlinien werden zwischen der statischen Grenzfestigkeit und der dynamischen Festigkeit in Form von Summenmomenten für PLB I und für alle PBG in K_e aufgetragen (vgl. Abb. 163). Da für jedes durch die ISO 10328 geprüfte Bauteil eine identische und von der PLB und dem PBG abhängige synthetische Wöhlerlinie vorliegt, können diese synthetischen Wöhlerlinien mit geringem rechnerischem Aufwand erstellt werden. Gleichartige synthetische Wöhlerlinien können für den Knöchelpunkt A_e definiert werden.

In Kapitel 4.4 wurde nachgewiesen, dass Überlasten gewichtsunabhängig auftreten. Abb. 163 zeigt das Überlastkollektiv des Sagittalmoments von ID 2. Nach Palmgren-Miner führt ein einziger Kollektivdurchlauf von ID 2, in Bezug auf die synthetische Wöhlerlinie von PBG 3, PBG 4 und PBG 5, bereits zu einem Versagen des Bauteils.

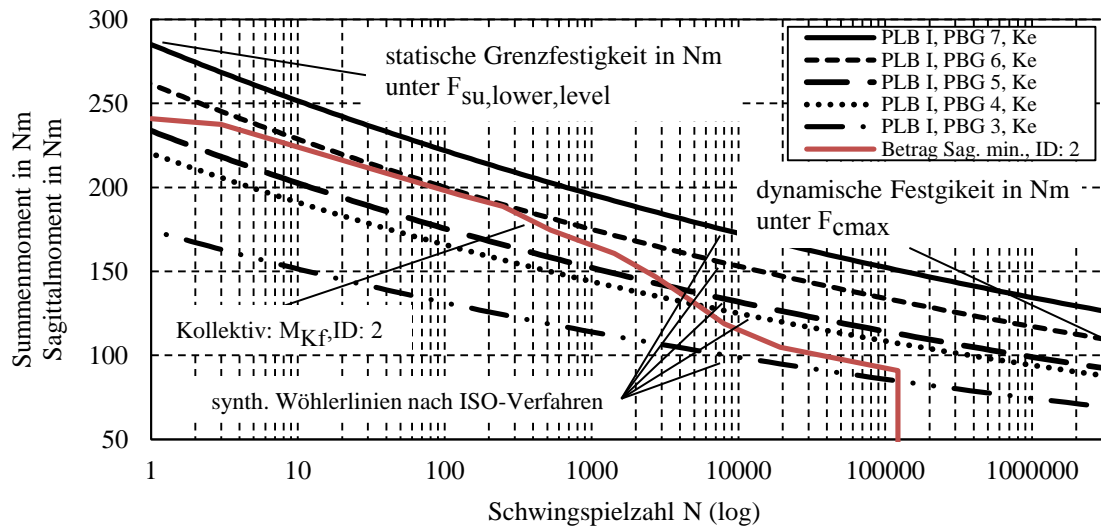


Abb. 163: Synthetische Bauteilwöhlerlinien aus der statischen Grenzfestigkeit und der dynamischen Festigkeit unter PLB I, PBG 3-PBG 7 in K_e

Entsprechend der linearen Schadensakkumulation nach Palmgren-Miner (vgl. Kapitel 2.1.5, Formel (2-6)) können auf diese Weise Schädigungsanteile von Belastungen $> M_{cmax}$ mithilfe der synthetischen Bauteilwöhlerlinien berechnet werden. Zu berücksichtigen ist, dass diese synthetischen Wöhlerlinien ebenfalls sehr konservativ einzustufen sind, was in Abb. 163 deutlich wird. Die tatsächlichen Bauteilwöhlerlinien stellen sich verschoben zu größeren Schwingspielzahlen und mit ggf. anderen Neigungen dar. Der Grund dafür ist, dass bei bestandener Strukturfestigkeitsprüfung der ISO 10328 keine weiterführende Prüfung bis Bruch erfolgt. Dies gilt sowohl für die statische Grenzfestigkeit, als auch die dynamische Festigkeit. Infolgedessen wird kein Bezugspunkt der tatsächlichen Wöhlerlinie ermittelt.

Für Belastungen $\leq M_{cmax}$ kann das ISO-Verfahren alternativ zu dem zuvor diskutierten Flächenmodell ebenfalls in Form einer Wöhlerlinie visualisiert werden. Die integrale Flächenberechnung (vgl. Formel (10-1) und (10-2)) entspricht der linearen Schadensakkumulation nach Palmgren-Miner mit einer Wöhlerlinie des Neigungsexponenten $k = 1$. Somit kann das ISO-Verfahren über zwei unabhängige Wöhlerlinien verschiedener Neigungsexponenten definiert werden. Hierbei kommt es zu einem Abknicken der Wöhlerlinie in Höhe M_{cmax} (vgl. Abb. 164).

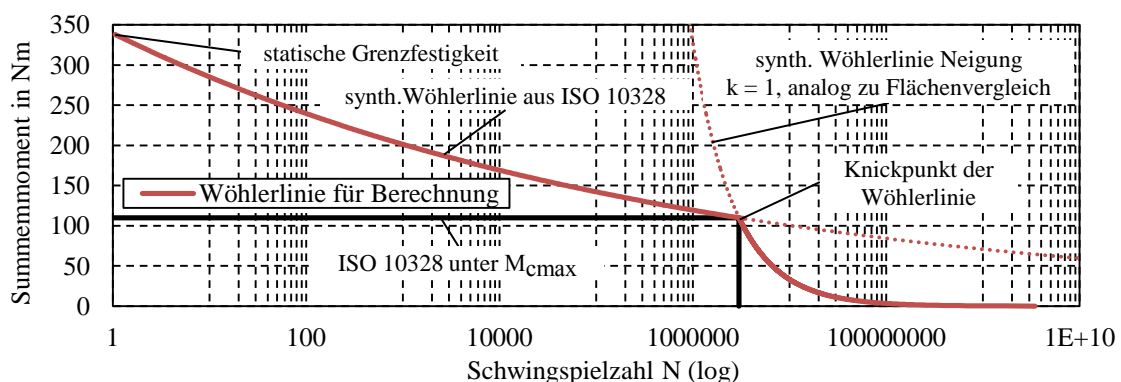


Abb. 164: ISO-Verfahren mithilfe synthetischer Bauteilwöhlerlinien

Im Folgenden werden die Belastungen definiert, welche für die Erstellung der synthetischen Wöhlerlinien für Werte $> M_{\text{cmax}}$ gelten. Die Schadensbeurteilung auf Grundlage des Summenmoments ermöglicht keine Richtungszuordnung des Lastvektors. Für die Schädigungsberechnung in K_e wird aus diesem Grund die Wöhlerlinie empfohlen, welche die minimalsten Prüfbelastungen der ISO 10328 definiert.

Für Berechnungen in A_e wird die Wöhlerlinie unter Vorfußabstoß (PLB II) empfohlen. Die größten Belastungen treten ebenfalls unter diesem Vektor auf. Ein vorzeitiges Versagen des Bauteils in A_e unter PLB I ist nicht zu erwarten, da die Belastungen im Vergleich zu PLB II deutlich geringer ausfallen.

Die farbig markierten Bereiche in Tabelle 15 zeigen die empfohlenen Summenmomente zur Definition der Wöhlerlinien für das ISO-Verfahren von $\geq M_{\text{cmax}}$ für PLB I und PLB II, PBG 3 - PBG 8, sowie den Einbauort K_e und A_e .

	PBG 3; 60 kg		PBG 4; 80 kg		PBG 5; 100 kg		PBG 6; 125 kg		PBG 7; 150 kg		PBG 8; 175 kg	
	PLB I	PLB II	PLB I	PLB II	PLB I	PLB II	PLB I	PLB II	PLB I	PLB II	PLB I	PLB II
$M_{\text{cmax}} A_e$	44,4	99,4	51	126,8	56,2	145,6	66,8	175,9	76,9	212,3	88,8	242,8
$M_{\text{cmax}} K_e$	70,1	68	87,4	84,8	92,5	95,7	109,9	115,6	126,6	139,6	146	159,5
$M_{\text{su,lower,level}} A_e$	110,4	245,4	128,4	317,5	142,1	366,2	159	414,8	173,4	458	188,1	503,4
$M_{\text{su,lower,level}} K_e$	174,5	167,9	220,2	212,3	233,6	240,7	261,5	272,6	285,1	301	309,4	330,9

Tabelle 15: Eingabedaten für ISO-Verfahren zur Definition synthetischer Wöhlerlinien für PBG 3 - PBG 8, PLB I und PLB II in A_e und K_e , Summenmomente in Nm

Insgesamt stellt sich das ISO-Verfahren als sehr konservativ dar. Dieser Zustand lässt sich vor allem durch die Berechnung gegen eine Neigung von $k = 1$ für Belastungen $\leq M_{\text{cmax}}$ begründen. Erfahrungsgemäß ist aus der Betriebsfestigkeit bekannt, dass sich die Neigungen von Wöhlerlinien für Bauteile aus Stahl zwischen $k = 3$ (stark gekerbte Probe) bis $k = 15$ (ungekerbte Probe) verteilen [Rad 07]. Um eine weniger konservative Berechnung durchzuführen, besteht ein weiterführender Ansatz darin, die Neigung der Wöhlerlinie für $\leq M_{\text{cmax}}$ mit $k = 3$ fortlaufen zu lassen. Auch die FKM-Richtlinie schreibt diese Neigung für geschweißte Werkstoffe für die Festlegung synthetischer Wöhlerlinien vor [Fkm 12]. Dies führt im Vergleich zu $k = 1$ zu deutlich weniger konservativen Rechenergebnissen und bietet aus Sicht der Betriebsfestigkeit dennoch ein hohes Maß an Sicherheit, da von einer scharf gekerbten Probe ausgegangen wird.

Des Weiteren können die tatsächlichen Stützpunkte der Wöhlerlinie auf unterschiedlichen Lastniveaus, wie z.B. in Höhe der statischen Grenzfestigkeit oder M_{cmax} , experimentell ermittelt werden. Diese Stützpunkte werden anschließend dafür verwendet, um die Wöhlerlinie für den Belastungsbereich $> M_{\text{cmax}}$ zu definieren (vgl. Abb. 165 und Abb. 166). Auf diese Weise erfolgt eine wesentlich bessere Ausnutzung des Strukturbauteils bei gleichzeitig sehr geringem experimentellem Versuchsaufwand.

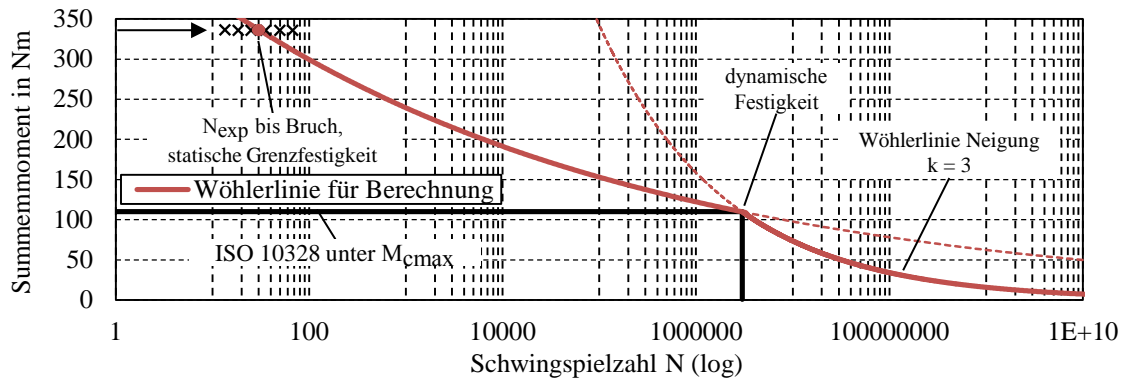


Abb. 165: Darstellung des ISO-Verfahrens mithilfe synthetischer Bauteilwöhlerlinien und unter Verwendung exp. Versuchsergebnisse

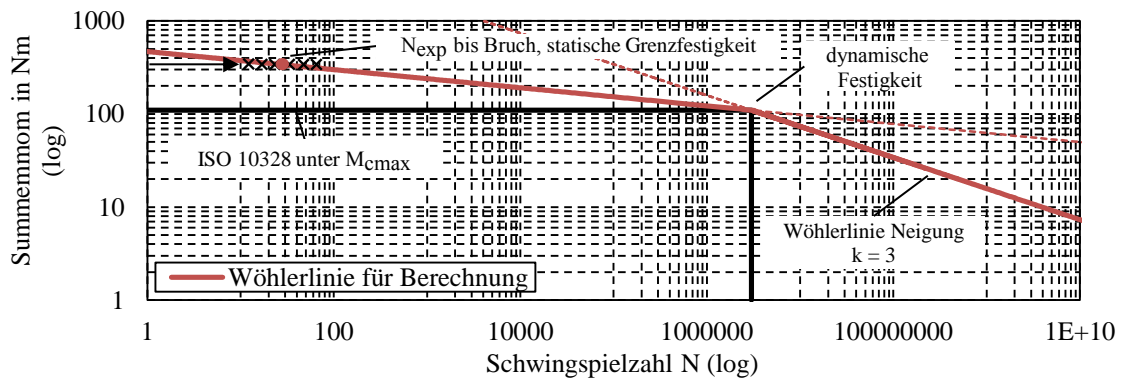


Abb. 166: Darstellung des ISO-Verfahrens mithilfe synthetischer Bauteilwöhlerlinien und unter Verwendung exp. Versuchsergebnisse in doppelt-logarithmischer Auftragung

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass das ISO-Verfahren eine konservative und damit sichere Lebensdauerabschätzung gewährleistet. Unter Berücksichtigung des Beanspruchungskollektivs, der Anzahl von Lasten $> M_{cmax}$ und der Neigung der tatsächlichen Wöhlerlinie führt das Verfahren allerdings zu einer schlechten Ausnutzung der Restlebensdauer des Bauteils. Neben dem einfach zu realisierenden Rechenalgorithmus liegt einer der größten Vorteile dieses Verfahrens darin, dass sich für jedes Strukturbauteil eine identische Festigkeit in Form einer synthetischen Wöhlerlinie ergibt. Folglich erübrigt sich die experimentelle Ermittlung bauteilspezifischer Bauteilwöhlerlinien, weshalb sich der Prüfaufwand zur Definition der Bauteilwöhlerlinien deutlich reduziert. Durch weiterführende Ansätze kann die hohe Konservativität des Verfahrens dadurch optimiert werden, dass Erkenntnisse aus dem Bereich der Betriebsfestigkeit genutzt werden. Auch die vereinfachte, experimentelle Ermittlung von Wöhlerlinien unter Berücksichtigung der Bezugslasten der ISO 10328 trägt dazu bei, dass eine bessere Ausnutzung des Strukturbauteils realisiert werden kann. Der Quellcode des ISO-Verfahrens ist Anhang A10 zu entnehmen.

10.3 Anwendung von Schadensakkumulationshypothesen

Die Lebensdauerberechnung führt die beiden Größen, die Beanspruchung und die Festigkeit, in Form eines mathematischen Rechenmodells zusammen. In Kapitel 2.1 und Kapitel 10.2.2 wurden verschiedene rechnerische Lebensdauermodelle und Methoden vorgestellt, welche zusammen mit einem mobilen Messadapter angewendet werden können. Zur Überprüfung des Messadapters, der elektronischen Verarbeitung der Messsignale sowie der Schadensakkumulationsmodelle werden Gangdaten benötigt. Hierfür wird der Messadapter unter einer Fußschale montiert und über dem Knöchelpunkt eines Prothesenfußes befestigt (vgl. Abb. 167).



Abb. 167: Messadapter mit Elektronik und Fußschale

Vor der Lebensdauerberechnung muss zunächst eine Aufbereitung sowie Verarbeitung der Sensorsignale auf Grundlage der Erkenntnisse der experimentellen Untersuchungen piezokeramischer Sensoren aus Kapitel 5 und Kapitel 8 durchgeführt werden. Die Verarbeitung dieser Sensorsignale erfordert eine Abfolge verschiedener Rechenschritte. Abb. 168 zeigt eine Übersicht des Ablaufs der Datenverarbeitung, welche von der Aufzeichnung der Spannung bis zu den Ergebnissen des Zählalgorithmus dargestellt ist.

Die Verarbeitung der Messdaten erfolgt rechnergestützt mithilfe der Software Datalab (vgl. Kapitel 9.2). In Abb. 169 sind die berechneten Momente der sechs Sensoren sowie das resultierende Summenmoment während des ebenen Gehens im Knöchelbereich dargestellt. Das Summenmoment wird aus den Maximalwerten der sechs Sensoren berechnet.

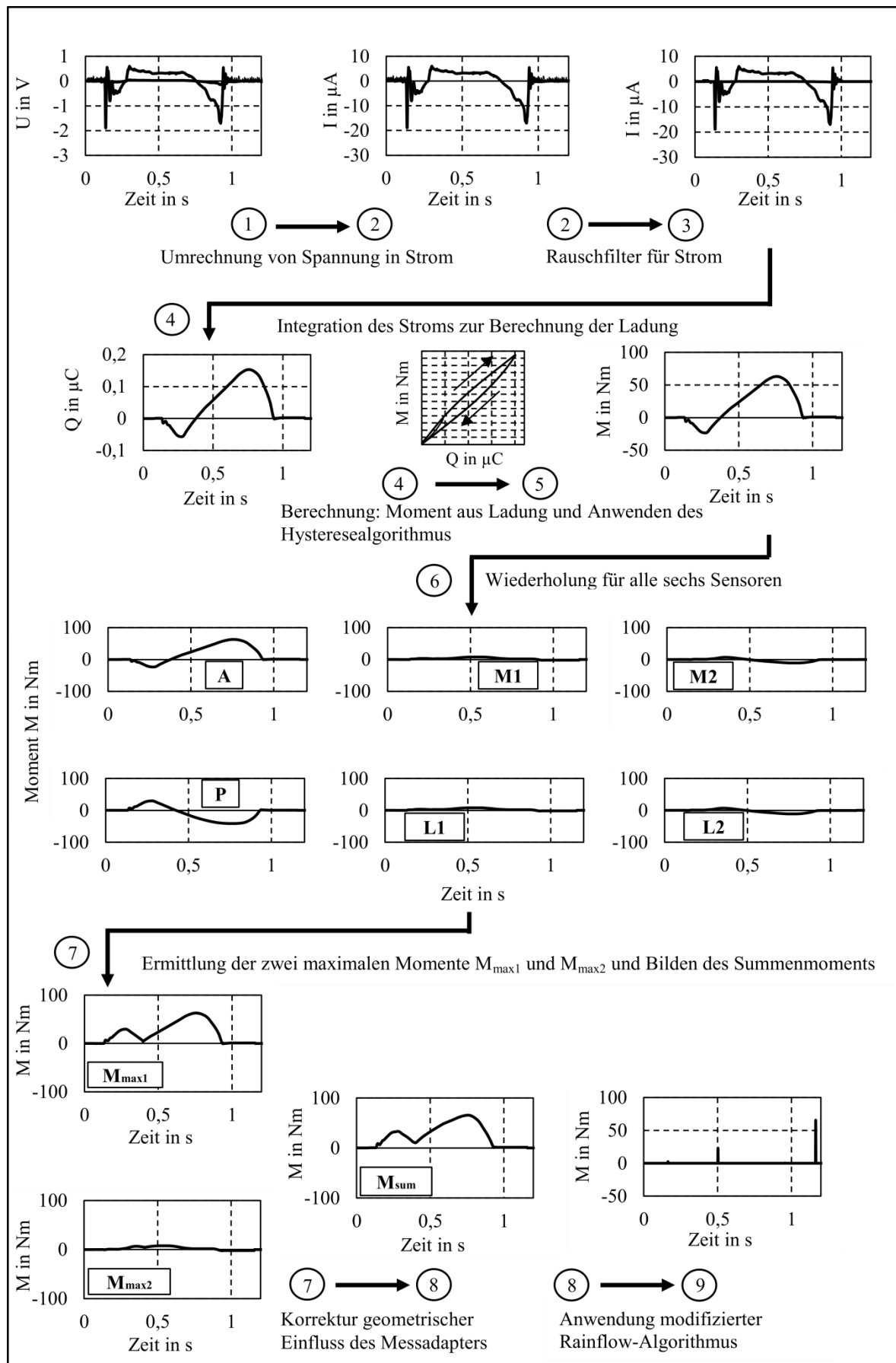


Abb. 168: Ablauf der Messdatenverarbeitung

Das Summenmoment ist eine Hilfsgröße, welche für die Berechnung der Schädigung verwendet wird. Während des Gangzyklus treten die maximalen Momente zu unterschiedlichen Zeitpunkten und bei unterschiedlich ausgerichteten Lastvektoren auf. Wöhlerlinien werden jedoch für einen fest definierten Lastvektor und gleiche Spannungsverhältnisse R bestimmt. Eine Vergleichbarkeit mit den unterschiedlich ausgerichteten Lastvektoren des Gangzyklus ist daher schwierig. Aus diesem Grund wird das Summenmoment gebildet, um eine richtungsunabhängige Analyse der auftretenden Momente durchführen zu können. Diese Vereinfachung wird vorgenommen, um eine vergleichbare Lastsituation zu einer schwellend aufgezeichneten Wöhlerlinie zu erzeugen und die Daten somit für die Schädigungsberechnung nutzbar zu machen.

Die Anwendung des Zählalgorithmus führt zur Verarbeitung der Summenmomente jeweils dann, wenn der Vorwert eines letzten Umkehrpunkts erreicht wird, was dem Schließen einer Hystereseschleife entspricht. In der Schwungphase, welche in Abb. 169 nach ca. einer Sekunde eintritt, erfolgt das Schließen der noch offenen Schleife. Unmittelbar danach wird der maximale Belastungswert des Summenmoments an das Schadensakkumulationsmodell weitergegeben.

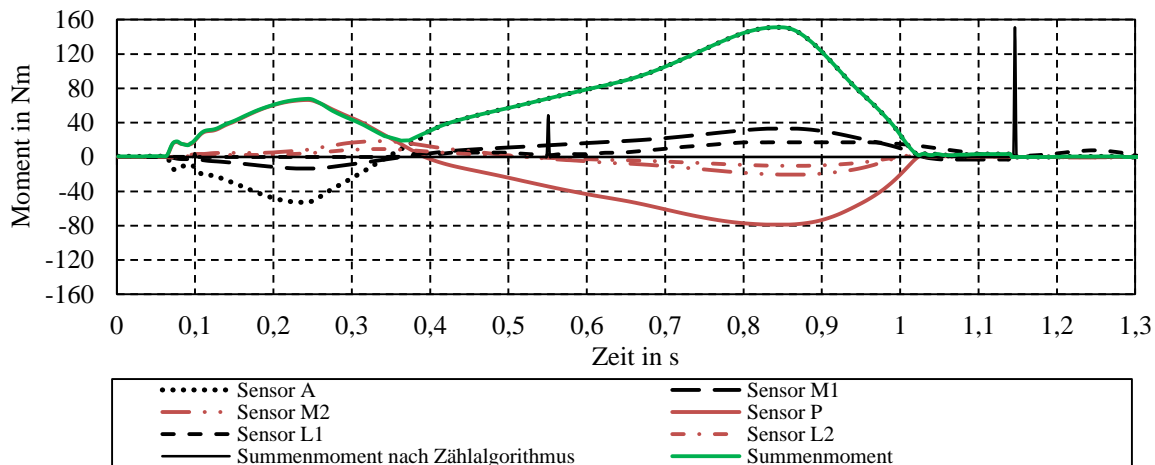


Abb. 169: Aufgezeichnetes Summenmoment im Knöchelbereich sowie Ermittlung der Summenmomente mithilfe des modifizierten Rainflow-Algorithmus

Während des Gangzyklus treten Mittelspannungen von $\sigma_m > 0$ auf (vgl. Abb. 169). Da die Prothese in der Schwungphase allerdings vollständig entlastet wird, ergibt sich eine schwingende, schwellende Beanspruchung. Zwischenschwingspiele treten im Verhältnis zu den maximalen Belastungen mit deutlich kleineren Lastamplituden auf und zeigen zudem eine hohe Regelmäßigkeit. Ein solches Zwischenschwingspiel zeigt sich in Abb. 169 zwischen 0,25 s bis 0,55 s. Die hohe Regelmäßigkeit der Zwischenschwingspiele ist ebenfalls aus Abb. 170 ersichtlich. Unter Fersen- und Vorfußauftritt entstehen verschiedenartige Spannungen in der Prothesenstruktur, weshalb die Anwendung aus der Literatur entnommener Funktionen zur Beurteilung der Mittelspannungsempfindlichkeit nur bedingt geeignet sind. Unter Berücksichtigung der zuvor genannten Kriterien wird von dem Verfahren einer Amplitudentransformation abgesehen. Falls erforderlich, kann die Korrektur der hierdurch verursachten Abweichung in der Lebensdauerberechnung gegenüber experimentellen Ergebnissen durch Korrekturfaktoren, ähnlich wie der effektiven Schadenssumme, erfolgen. Außerdem werden die Wöhlerlinien, wie in Kapitel 10.2.1 beschrieben,

mithilfe möglichst realer Lastvektoren sowie unter ebenfalls schwelender Beanspruchung ermittelt. Aus diesem Grund sind die Einflüsse der Mittelspannung bereits in der Wöhlerlinie enthalten. Abweichungen können dennoch durch wechselnde Mittelspannungen der Beanspruchungen sowie durch Zwischenschwingspiele mit Spannungsverhältnissen von $0 < R < 1$ erzeugt werden. Vor Inbetriebnahme des Systems sollten derartige Einflüsse überprüft werden.

Im Folgenden sind das ISO-Verfahren sowie die Hypothese nach Haibach und Miner elementar nach dem Nennspannungskonzept visualisiert (vgl. Abb. 170). Die Berechnung erfolgt gegen eine virtuelle Wöhlerlinie mit der Neigung $k = 3$, einer Ecklastschwingspielszahl $N_D = 5,18 \cdot 10^6$ und einer Dauerfestigkeit von 150 Nm. Das Omissionslevel wird auf 20 Nm festgelegt.

Die Konservativität des ISO-Verfahrens mit $k = 1$ gegenüber Haibach und Miner elementar zeigt sich in Abb. 170 deutlich. Die Schädigung steigt dementsprechend sehr viel schneller an. Die Gesamtschädigung unter Miner elementar weist ebenfalls einen höheren Wert als unter Haibach auf, was daraus resultiert, dass Belastungen unterhalb der Dauerfestigkeit in der Schädigungsberechnung berücksichtigt werden.

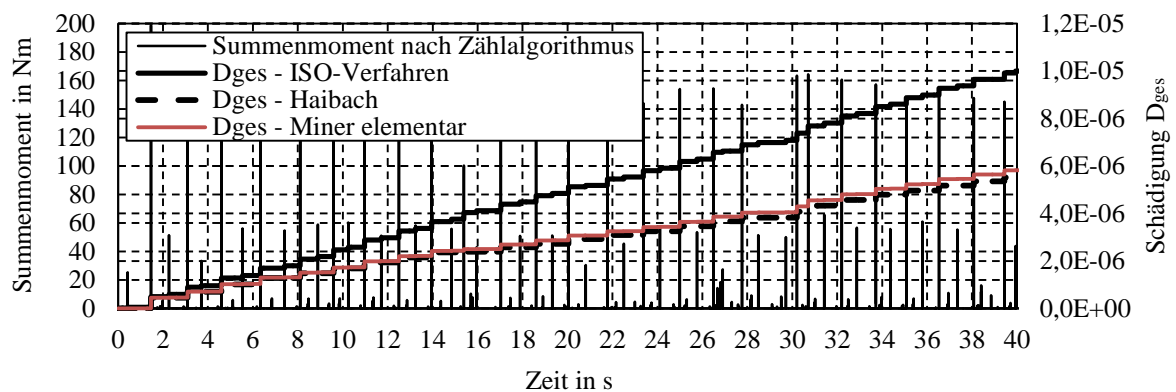


Abb. 170: Folge von 25 Schritten, deren Summenmomente und rechnerische Schädigung für ISO-Verfahren sowie Palmgren-Miner mod. nach Haibach und Miner elementar

Die dynamischen Verfahren bieten die Möglichkeit, in Abhängigkeit der Summenmomente das dynamische Lebensdauervielfache sowie die dynamische effektive Schadenssumme zu berechnen (vgl. Kapitel 3.1). Diese Berechnungsergebnisse sind in Abb. 171 für die Lastfolge aus Abb. 170 für Miner elementar dargestellt. Das Diagramm visualisiert die unterschiedlichen Berechnungsweisen des LV_{dyn} für das dynamische KF- und IMAB-Verfahren.

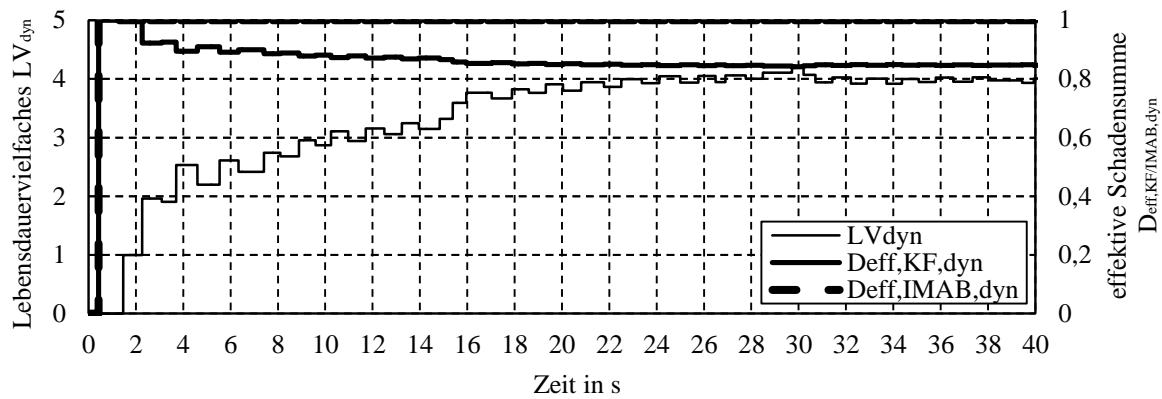


Abb. 171: Dynamisches Lebensdauervielfaches sowie dynamische effektive Schadenssumme nach dynamischem KF- und IMAB-Verfahren für Miner elementar

Das dynamische KF-Verfahren beginnt ab dem zweiten LW mit der Berechnung des LV_{dyn} . Durch die hohe Regelmäßigkeit der Schrittfolge stabilisiert sich dieses bereits nach ca. 25 s, also nach etwa 16 Einzelschritten, bei einem $LV_{dyn} = 4$. Auch die dynamische effektive Schadenssumme folgt dem Verlauf des LV_{dyn} und stabilisiert sich bei einem Wert von $D_{eff,KF,dyn} = 0,85$. Das dynamische IMAB-Verfahren beginnt mit der Berechnung des LV_{dyn} hingegen erst, wenn der Grenzwert des LV_{dyn} , nach Formel (2-43) zur Berechnung der dynamischen effektiven Schadenssumme, überschritten wird. In der vorliegenden Lastfolge ist dies während der ersten 25 Schritte nicht der Fall. Aus diesem Grund beträgt die dynamische effektive Schadenssumme während dieser Schrittfolge $D_{eff,IMAB,dyn} = 1$.

Mithilfe der Verläufe der dynamischen effektiven Schadenssummen des dynamischen KF- und IMAB-Verfahrens können die Verläufe der Schädigungen erklärt werden, welche in Abb. 172 dargestellt sind. Demnach steigt die Schädigung des dynamischen KF-Verfahrens schneller an, da bereits die dynamische effektive Schadenssumme in die Berechnung von $D_{ges,KF,dyn}$ einfließt. Das dynamische IMAB-Verfahren besitzt aufgrund des sehr geringen LV_{dyn} zunächst einen identischen Schädigungsverlauf wie Palmgren-Miner elementar. Dieser würde sich jedoch augenblicklich ändern, sollte im weiteren Verlauf der Lastfolge der Grenzwert des LV_{dyn} überschritten werden (vgl. Kapitel 2.1.8). Sowohl das dynamische KF- als auch das dynamische IMAB-Verfahren sind im Vergleich zum ISO-Verfahren deutlich weniger konservativ einzustufen.

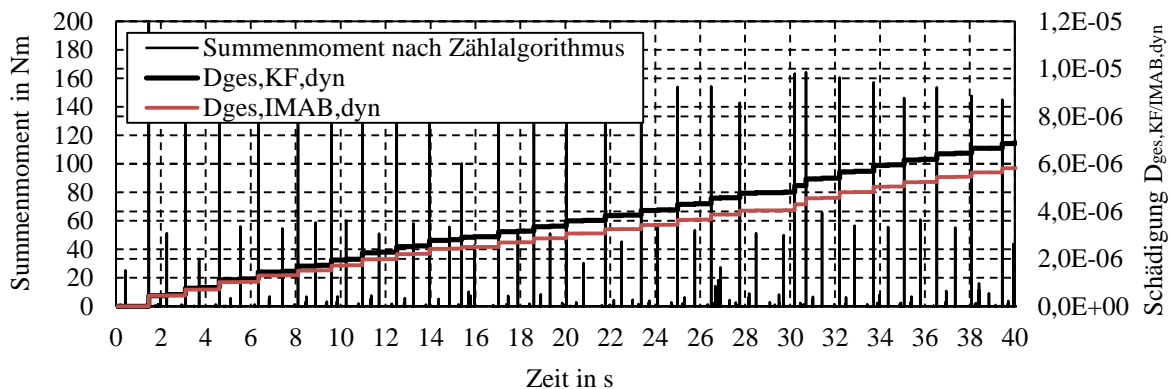


Abb. 172: Schadensakkumulation nach dynamischem KF- und IMAB-Verfahren

Abb. 173 basiert auf der Berechnung der Schädigung nach dem nichtlinearen Modell nach Manson. Die Gründe für die Schwankungen von D_{ges} wurden in Kapitel 3.2 näher erläutert. Eine Interpretation der Schädigung im Sinne der linearen Modelle lässt das nichtlineare Modell nach Manson nicht zu. Auch wenn das Verfahren nach Manson keine anschauliche Darstellung des absoluten Schädigungswerts liefert, so zeigt es hinsichtlich der Treffsicherheit dennoch sehr gute Werte, wie der Vergleich zum KF- und IMAB-Verfahren zeigt (vgl. Kapitel 3.2).

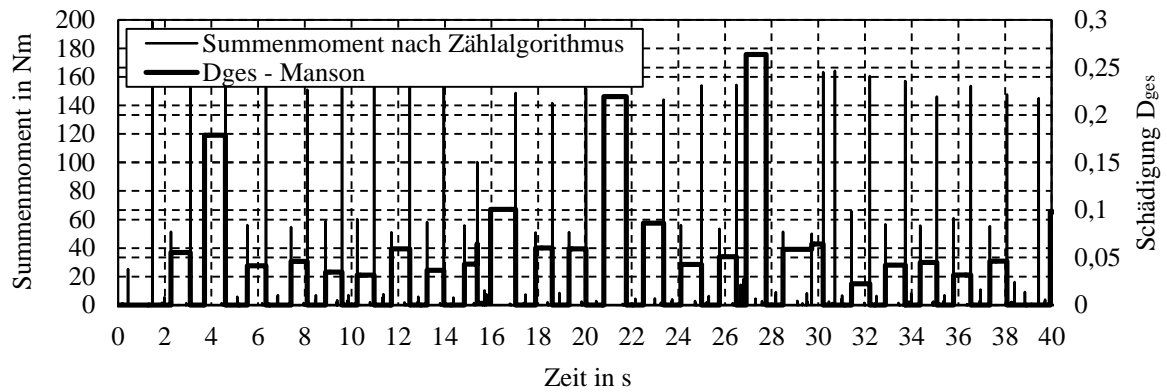


Abb. 173: Nichtlineare Schadensakkumulation nach Manson

11 Abschließende Messungen

Im Folgenden wird der justierte Messadapter verschiedenen Prüfungen unterzogen, um die Messgenauigkeit des Messsystems abschließend bewerten zu können. Der Fokus dieser Untersuchungen liegt hierbei im Wesentlichen darauf, möglichst reale Belastungen im Messadapter zu simulieren. Hierzu zählt das Erzeugen vollständiger Gangzyklen vom Fersenauftritt bis zum Vorfußabstoß bei unterschiedlich hohen Belastungskräften. Des Weiteren erfolgt ein Aufbringen von realen Belastungskollektiven, welche aus den Mobilitätsuntersuchungen von Oehler abgeleitet wurden [Oeh 16]. Die Versuche werden mit dem piezokeramischen Material PIC 181 durchgeführt.

11.1 Fußprüfstand nach ISO 22675

Zur gesonderten Prüfung von Knöchel-Fuß-Komponenten und Fußeinheiten werden spezielle Fußprüfstände verwendet. Diese können den vollständigen Gangzyklus von Fersenkontakt bis Vorfußabstoß wirklichkeitsgetreu nachbilden, was ein realistisches Abroll- und Belastungsverhalten des Fußes erzeugt. Eine detaillierte Beschreibung dieses Prüfverfahrens liefert die ISO 22675 [Iso 16b]. Durch die Norm wird sichergestellt, dass Prothesenfüße die Anforderungen an Festigkeit, Lebensdauer und Verschleiß erfüllen. Um das Messverhalten des Messadapters unter möglichst wirklichkeitsgetreuen Belastungsbedingungen zu überprüfen, wird in folgendem Versuch ein Fußprüfstand nach ISO 22675 zur Lastaufbringung verwendet. Der Messadapter wird über den Pyramidenadapter mit dem Prothesenfuß verschraubt und anschließend an dem Fußprüfstand über die Oberseite des Messadapters befestigt. Der Fußprüfstand verfügt über eine bewegliche Bodenplatte, um das Abrollverhalten des Fußes nachzubilden. Durch die Regelung der Prüfmaschine werden vertikale Bodenreaktionskräfte. Der zeitliche Verlauf dieser Kräfte ist in Abb. 23, oben, Kapitel 2.2.2, dargestellt. Abb. 174 zeigt den eingebauten Messadapter im Fußprüfstand bei unterschiedlichen Zeitpunkten des Gangzyklus durch die Bewegung der schwenkbaren Bodenplatte.

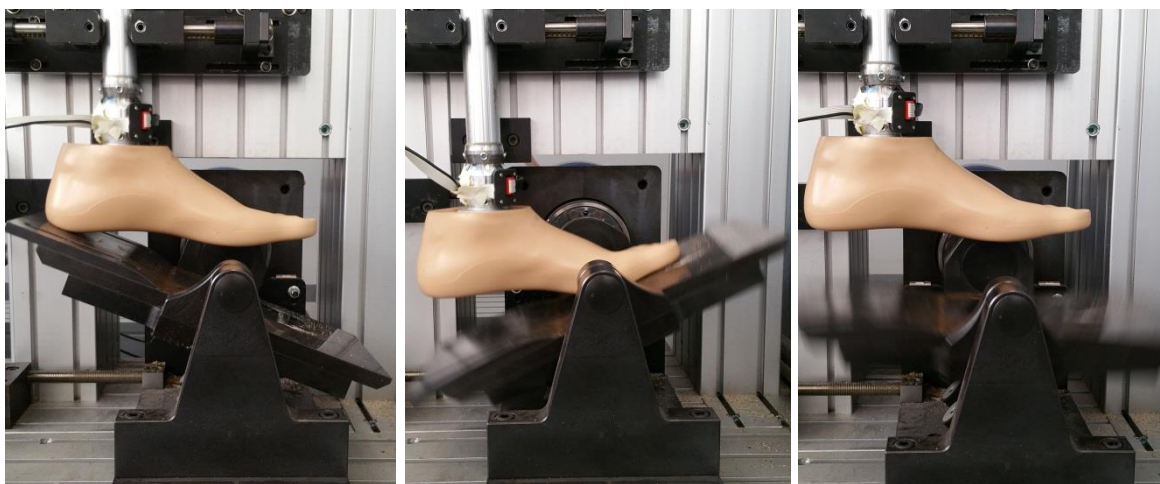


Abb. 174: Simulierte Fersen- und Vorfußbelastung sowie Schwungphase mit Fußprüfstand

Während der Prüfung werden die Sensordaten aller sechs Sensoren kontinuierlich aufgezeichnet. Abb. 175 stellt die Ladungsdaten der Sensoren für zwei aufeinanderfolgende

Schrittzyklen dar. Durch die Lasthöhe ist die Abgrenzung zwischen Fersen- und Vorfußbelastung sowie der Schwungphase deutlich erkennbar. Sensorelement A zeigt die größten Ladungswerte, da dieses Sensorelement in Lastrichtung und somit entlang der Sagittalebene (inkrementeller Winkel $\zeta = 0^\circ$ und Winkel $\phi = 0^\circ$) ausgerichtet ist (vgl. Kapitel 7.1.2, Abb. 126 und Kapitel 7.1.3, Abb. 128).

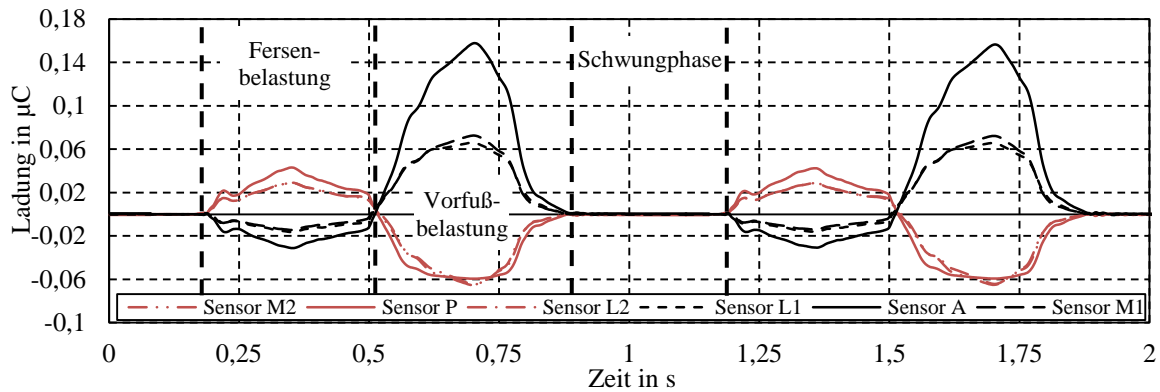


Abb. 175: Ladung unter Fersen- und Vorfußbelastung sowie in der Schwungphase

Eine Erhöhung der Prüfstandskraft führt zu einer Lasterhöhung der Sensorelemente und demnach zu einer Ladungserhöhung. In dem vorliegenden Versuch wird dieser Zusammenhang für die unter Druck stehenden Sensoren (A, M1 und L1) während der Vorfußbelastung ausgewertet. Für die Auswertung ist die Vorfußbelastung vorteilhaft, da aufgrund des längeren Vorfußhebels, im Vergleich zum Fersenhebel, größere Momente und somit mehr Ladungen generiert werden. Abb. 176 zeigt den Verlauf der Ladungsdaten der Sensoren für unterschiedliche Vertikalkräfte des Prüfstands von 400 N bis 1000 N. Hierbei ist deutlich zu erkennen, dass die Ladungswerte der druckbelasteten Sensoren während der Vorfußbelastung in Abhängigkeit der Lasterhöhung ansteigen.

Das dem Sensorelement A gegenüberliegende Sensorelement P wird während der Vorfußbelastung entlastet. Im Vergleich zum Sensorelement A werden hierbei weniger hohe Absolutwerte der Ladungen erzeugt. Dies liegt in der geringeren Vorspannkraft begründet, weshalb das Sensorelement P während der Vorfußbelastung vollständig entlastet wird und folglich keine weiteren Ladungen generiert werden.

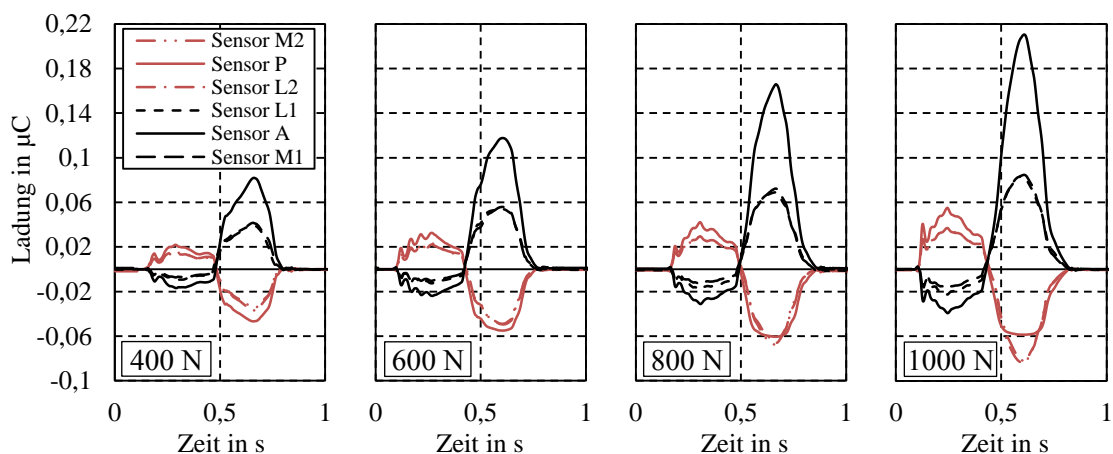


Abb. 176: Ladung bei unterschiedlichen Vertikalkräften des Prüfstands

Abb. 177 zeigt eine Auswertung der maximalen Ladungswerte unter Vorfußbelastung im Verhältnis zu den vertikalen Prüfstandskräften. Hierbei ist ein proportionaler Anstieg der Ladung in Abhängigkeit der zunehmenden Prüfstandskraft festzustellen. Dies gilt sowohl für das Sensorelement A, als auch für die Sensorelemente L1 und M1. Aufgrund der festgestellten Nichtlinearität zwischen Kraft und Ladung bzw. Moment und Ladung würde man keinen proportionalen Anstieg erwarten. Bei Betrachtung der absoluten Ladungswerte ist allerdings zu erkennen, dass diese im Vergleich zu den Ladungswerten zuvor durchgeführter Versuche niedriger ausfallen (vgl. Kapitel 8.2, Abb. 135, links). In dem betrachteten Belastungsbereich verhalten sich die Zusammenhänge von Ladung und Kraft bzw. Moment und Ladung annähernd linear, was den proportionalen Ladungsanstieg erklärt.

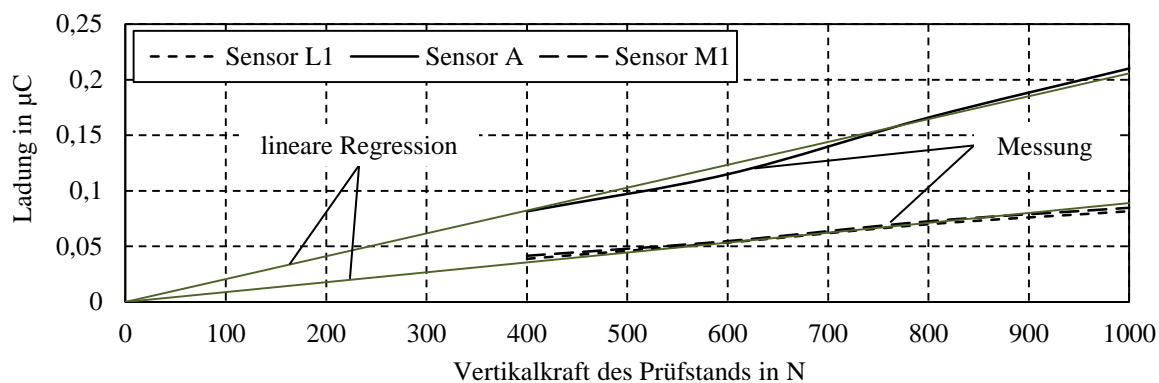


Abb. 177: Verhältnis zwischen Ladung und Prüfstandskraft, Sensor A, L1, M1

In den zuvor durchgeführten Versuchen wurde die Funktion des Messadapters und der Sensoren isoliert und für konstante, schwingende Belastungskräfte nachgewiesen. In dieser Untersuchung konnte die Funktion ebenfalls für realitätsnahe Belastungssituationen in Verbindung mit einem Prothesenfuß nachgewiesen werden. Einerseits lassen sich die Phasen des Gangzyklus deutlich voneinander abgrenzen, andererseits zeigt eine Erhöhung der Ladung eine proportionale Erhöhung der Belastungskraft. Insbesondere die Möglichkeit der Detektion von Gangphasen führt zu dem Schluss, dass weitere Anwendungsfelder denkbar sind, in denen diese Sensoren eingesetzt werden können. Ein solches Anwendungsfeld kann beispielsweise die Steuerung von mechatronischen Prothesenfüßen oder Kniegelenken sein, in denen die Momente in der Frontal- und Sagittalebene sowie der Verlauf der Gangphase als Steuerungsgrundlage verwendet werden.

11.2 Kollektivvergleich von MOBIS 2 und MOBIS 4

In den vorhergehenden Untersuchungen wurden vorwiegend Rechteckkollektive zur Überprüfung der Depolarisation der Piezokeramiken auf den Messadapter aufgebracht. Im Folgenden werden aus der Studienphase von Oehler abgeleitete MOBIS-Kollektive verwendet, um Prüfkollektive für den Messadapter zu erzeugen (vgl. Kapitel 4.5). Zur Überprüfung der Güte der Datenaufzeichnung des Messadapters werden im Anschluss daran die aufgetragenen Kollektive der Prüfmaschine mit den gemessenen Kollektiven des Messadapters verglichen. Als weiteres Bewertungskriterium wird eine Schadensakkumulation auf Grundlage des aufgetragenen und des durch den Messadapter gemessenen Kollektivs durchgeführt.

Als Prüfkollektive werden die gemittelten Kollektive von MOBIS 2 und MOBIS 4 angewendet (vgl. Anhang A4, Tabelle 29). Zur Reduzierung der Prüfzeiten werden die Kollektive auf eine Anzahl von 10^5 Lastwechsel gestaucht (vgl. Abb. 178, rechts). Um das Gesamtkollektiv nicht ausschließlich von High nach Low zu durchlaufen, wird das Kollektiv nochmals in 20 Einzelkollektive mit einem Umfang von je 5000 LW zerlegt, welche in Abb. 178, links, dargestellt sind. Die Einzelkollektive werden jeweils zwanzigmal aufeinanderfolgend durchlaufen, sodass sich das Gesamtkollektiv nach Abb. 178, rechts, bildet. Für die nachgelagerte Datenauswertung sowie die Schadensakkumulation werden die gemessenen Einzelkollektive wieder zu dem Gesamtkollektiv mit einem Umfang von 10^5 LW zusammengeführt.

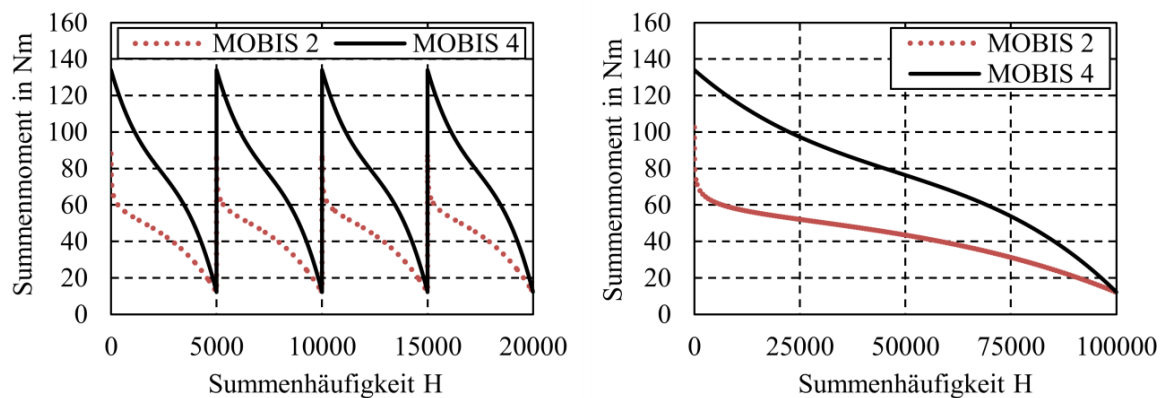


Abb. 178: Prüfkollektive von MOBIS 2 und MOBIS 4 für Messadapter, links: Zerlegt in Einzelkollektive, rechts: Gesamtkollektiv mit einem Umfang von 10^5 LW

Das Aufbringen der Momente wird mit dem mechanischen Messaufbau nach Kapitel 8.1 durchgeführt. Die Prüfungen werden für PIC 181 mit je zwei Messadaptoren für jedes der Kollektive MOBIS 2 und MOBIS 4 durchgeführt. Die Prüfung erfolgt ohne Standzeit, wobei für jeden Kollektivdurchlauf ein neuer und nicht vorgealterter Sensor verwendet wird. Abb. 179 zeigt die aufgebrachten Prüfkollektive der Instron-Prüfmaschine sowie die durch den Messadapter gemessenen Kollektive.

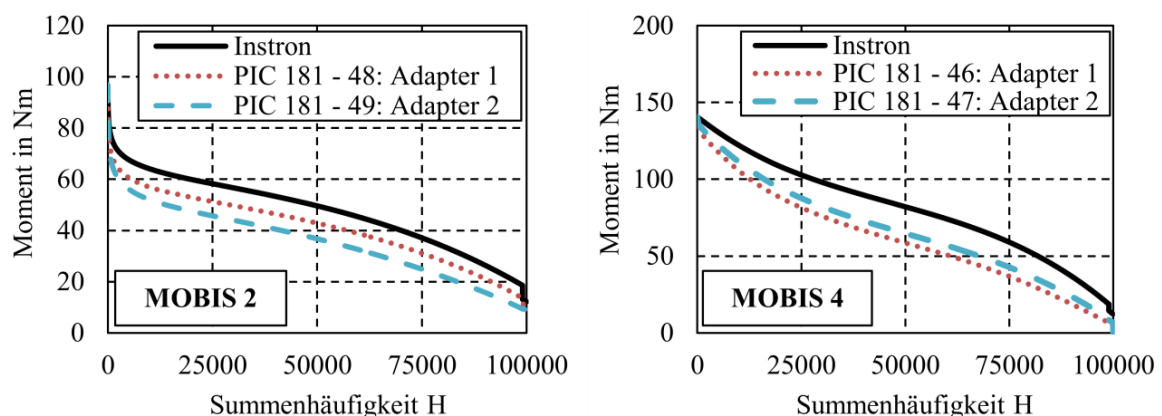


Abb. 179: Aufgebrachtes Kollektiv durch Instron-Prüfmaschine sowie gemessenes Kollektiv des Messadapters vor Anwendung der Justierung und des Hysteresealgorithmus, links: MOBIS 2, rechts: MOBIS 4

In dieser Darstellung wurde weder der Hysteresealgorithmus angewendet, noch wurde eine Justierung auf 1000 LW vorgenommen. Aufgrund dessen zeigt sich der Effekt der Depolarisation sehr deutlich. Die Prüfmomente sowie die gemessenen Momente der Messadapter starten zwar auf einem identischen Niveau, allerdings zeigen die Momente der Messadapter aufgrund der Depolarisation dauerhaft zu niedrige Werte. Ebenfalls stellen sich die gemessenen Momentenverläufe gegenüber den Prüfmomenten leicht verzogen dar, weil der Hysteresealgorithmus nicht angewendet wurde.

Um die Einflüsse der Momenten-Ladungs-Hysterese auf die Messdaten zu minimieren, wird vor der weiterführenden Auswertung der Hysteresealgorithmus auf die Ladungsdaten angewendet (vgl. Kapitel 5.4). Des Weiteren werden die Piezokeramiken, so wie es in der Kalibrierung und Justierung vorgesehen ist, auf 1000 LW referenziert (vgl. Kapitel 8.6). Temperatureinflüsse bleiben bei diesem Versuch unberücksichtigt, da der Versuch bei Raumtemperatur durchgeführt wird. Ebenfalls unberücksichtigt bleibt der Einfluss des Kraftangriffswinkels, da die Belastung unter einem Winkel von $\zeta = 0^\circ$ und $\phi = 0^\circ$ aufgebracht wird (vgl. Kapitel 8.3.2). Abb. 180 zeigt die Messdaten justiert auf 1000 LW sowie unter Anwendung des Hysteresealgorithmus, verglichen mit den Daten der Instron-Prüfmaschine für die Kollektive MOBIS 2 und MOBIS 4.

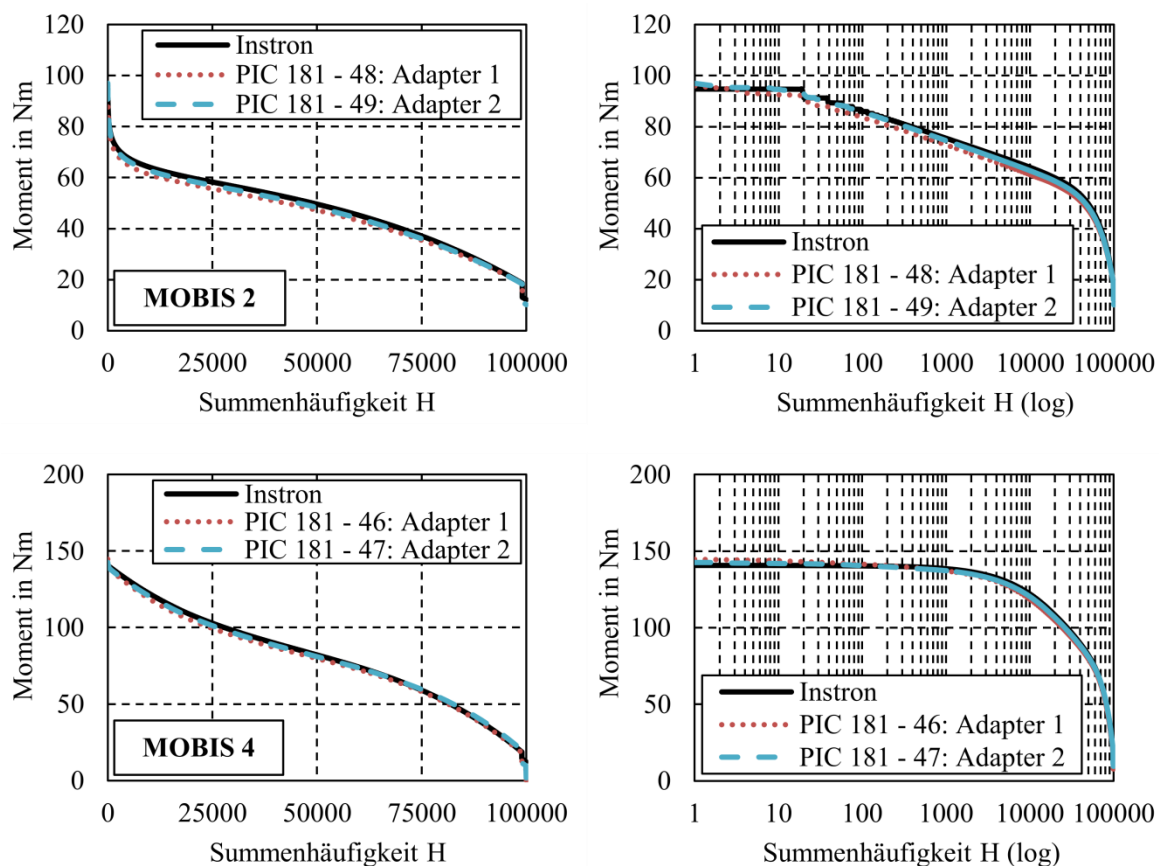


Abb. 180: Aufgebrachtes Kollektiv durch Instron-Prüfmaschine sowie gemessenes Kollektiv (Messadapter) nach Justierung und Hysteresealgorithmus, oben: MOBIS 2, unten: MOBIS 4, links: Lineare Skalierung, rechts: Logarithmische Skalierung

Bei Betrachtung von Abb. 180 zeigt sich der Vorteil des Justiervorgangs sowie des Hysteresealgorithmus deutlich. Die gemessenen Kollektive weisen nunmehr eine sehr gute

Übereinstimmung mit den aufgetragenen Prüfkollektiven der Instron auf. Ebenfalls stellen sich die Messwerte, sowohl für MOBIS 2 als auch für MOBIS 4, mit einer guten Reproduzierbarkeit dar. Dennoch zeigt sich auch hier, wenngleich geringfügig ausgeprägt, der Einfluss der Depolarisation. Die gemessenen Kollektive der Messadapter liegen minimal unterhalb der aufgetragenen Kollektive der Prüfmaschine, was sich auf die Depolarisation der Sensoren zurückführen lässt. Dennoch werden durch die Justierung die Einflüsse der Depolarisation stark minimiert, wodurch sich der Messfehler bei der Datenerfassung deutlich reduzieren lässt.

Im Weiteren wird eine Bewertung der Genauigkeit des Messadapters vorgenommen, indem eine Schadensakkumulation gegen eine fiktive Wöhlerlinie durchgeführt wird. Die Messungenauigkeiten wirken sich bei der Schadensakkumulation aufgrund des logarithmischen Verlaufs der Wöhlerlinie deutlich stärker aus, weshalb die Neigung der Wöhlerlinie einen nicht unerheblichen Einfluss auf die Größe des resultierenden Fehlers hat. Aus diesem Grund werden zwei fiktive Wöhlerlinien mit den Neigungen $k = 3$ und $k = 9$ definiert. Die Bruchschwingungszahl der Wöhlerlinien entspricht bei maximaler Kollektivbelastung des Prüfkollektivs von MOBIS 4, also 141 Nm, dem Umfang des aufgetragenen Prüfkollektivs. Es gilt folgender Zusammenhang: $\hat{N}_B = H_0 = 10^5$.

Damit sich während der Schadensakkumulation ein annähernd linearer Zuwachs der Schädigung ergibt, werden die Kollektive vor der Berechnung randomisiert. Die Berechnungen werden nach dem dynamischen KF- und IMAB-Verfahren gegen Miner elementar durchgeführt. Abb. 181 zeigt den Verlauf der akkumulierten Schädigung des IMAB-Verfahrens für einen vollständigen Kollektivdurchlauf. Verglichen werden die Daten des aufgetragenen und des gemessenen Kollektivs für MOBIS 4.

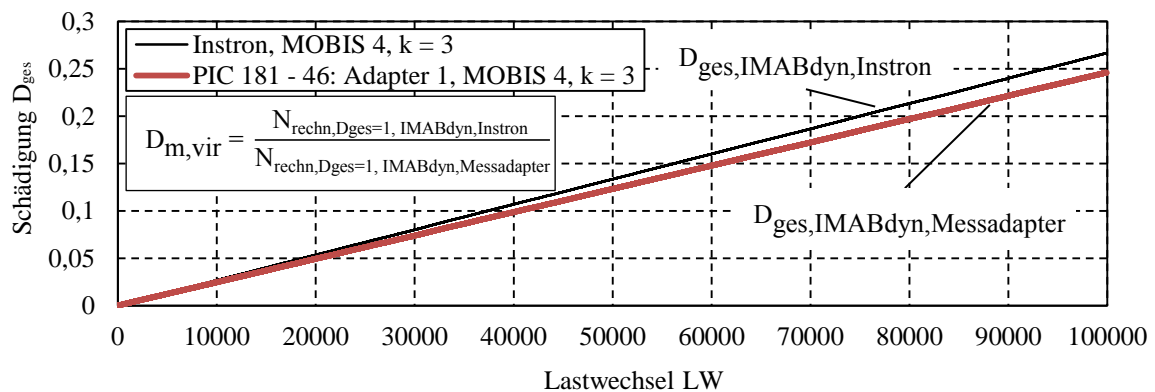


Abb. 181: Verlauf der akkumulierten Schädigung für aufgetragene und gemessene Kollektive von MOBIS 4

Aufgrund der Depolarisation der Sensoren verläuft die Schädigung des gemessenen Kollektivs (Messadapter) dauerhaft unterhalb der Schädigung des aufgetragenen Kollektivs (Instron), da dauerhaft zu geringe Momente gemessen werden.

Im Folgenden wird ein Vergleich der Treffsicherheit der Prüfkollektive zu den gemessenen Kollektiven in Form der mittleren Schadenssumme durchgeführt. Da es sich hierbei um eine rein rechnerische Vergleichsbetrachtung handelt und aus diesem Grund keine experimentellen Daten zugrunde gelegt werden, wird die mittlere Schadenssumme im Folgenden als virtuelle mittlere Schadenssumme $D_{m,vir}$ bezeichnet. Die virtuelle mittlere Schadens-

summe wird mithilfe der ertragbaren Bruchschwingungszahlen auf Grundlage der in Abb. 181 dargestellten Formel für $D_{m,vir}$ berechnet. Hierbei wird das Ergebnis der Schadensakkumulation des aufgetragenen Kollektivs der Prüfmaschine zum gemessenen Kollektiv des Messadapters ins Verhältnis gesetzt. Werte von $D_{m,vir} > 1$ kennzeichnen eine sichere Lebensdauerabschätzung. Werte von $D_{m,vir} < 1$ kennzeichnen eine unsichere Lebensdauerabschätzung. Die Ergebnisse dieser Berechnungen für unterschiedliche Messadapter, MOBIS sowie Neigungen von Wöhlerlinien sind in Tabelle 16 dargestellt. Die folgende Untersuchung beschreibt also ausschließlich den Fehler der Lebensdauerabschätzung, basierend auf den Messabweichungen des Messadapters.

Messadapter 1	Instron MOBIS 2 k = 3	Instron MOBIS 2 k = 9	181-48 MOBIS 2 k = 3	181-48 MOBIS 2 k = 9	Instron MOBIS 4 k = 3	Instron MOBIS 4 k = 9	181-46 MOBIS 4 k = 3	181-46 MOBIS 4 k = 9
$N_{rechn,Dges=1,KFdyn}$	$1,666 \cdot 10^5$	$1,732 \cdot 10^7$	$1,869 \cdot 10^5$	$2,367 \cdot 10^7$	$3,202 \cdot 10^5$	$9,114 \cdot 10^5$	$3,401 \cdot 10^5$	$1,048 \cdot 10^6$
$N_{rechn,Dges=1,IMABdyn}$	$2,079 \cdot 10^5$	$2,585 \cdot 10^7$	$2,380 \cdot 10^5$	$3,237 \cdot 10^7$	$3,749 \cdot 10^5$	$1,228 \cdot 10^6$	$4,062 \cdot 10^5$	$1,491 \cdot 10^6$
$D_{m,vir}$ für KF_{dyn}	-		0,892	0,732	-		0,941	0,869
$D_{m,vir}$ für $IMAB_{dyn}$	-		0,873	0,799	-		0,923	0,824
Messadapter 2	Instron MOBIS 2 k = 3	Instron MOBIS 2 k = 9	181-49 MOBIS 2 k = 3	181-49 MOBIS 2 k = 9	Instron MOBIS 4 k = 3	Instron MOBIS 4 k = 9	181-47 MOBIS 4 k = 3	181-47 MOBIS 4 k = 9
$N_{rechn,Dges=1,KFdyn}$	$1,666 \cdot 10^5$	$1,732 \cdot 10^7$	$1,753 \cdot 10^5$	$1,934 \cdot 10^7$	$3,202 \cdot 10^5$	$9,114 \cdot 10^5$	$3,288 \cdot 10^5$	$9,887 \cdot 10^5$
$N_{rechn,Dges=1,IMABdyn}$	$2,079 \cdot 10^5$	$2,585 \cdot 10^7$	$2,222 \cdot 10^5$	$2,704 \cdot 10^7$	$3,749 \cdot 10^5$	$1,228 \cdot 10^6$	$3,885 \cdot 10^5$	$1,369 \cdot 10^6$
$D_{m,vir}$ für KF_{dyn}	-		0,951	0,896	-		0,974	0,922
$D_{m,vir}$ für $IMAB_{dyn}$	-		0,935	0,956	-		0,965	0,897

Tabelle 16: Ergebnisse der Schadensakkumulation zwischen aufgetragtem und gemessenem Kollektiv für unterschiedliche Messadapter, MOBIS sowie Neigungen von Wöhlerlinien

Tabelle 16 ist zu entnehmen, dass ausschließlich Werte von $D_{m,vir} < 1$ berechnet werden, was bedeutet, dass die Ergebnisse der Lebensdauerabschätzung als unsicher einzustufen sind. Zurückzuführen ist dieses Ergebnis auf die zuvor diskutierte Depolarisation der Sensoren. Durch das dauerhafte Messen zu geringer Momente ergibt sich aus der Berechnung eine größere Bruchschwingungszahl im Vergleich zur Berechnung der Bruchschwingungszahl auf Basis der Prüfkollektive. Aus diesem Grund gilt die Lebensdauerabschätzung anhand der gemessenen Kollektive der Messadapter als unsicher. Die Abweichungen variieren ebenfalls in Abhängigkeit der Neigung der Wöhlerlinie. Stark geneigte Wöhlerlinien von $k = 3$ zeigen sicherere Berechnungsergebnisse als flach verlaufende Wöhlerlinien der Neigung $k = 9$. Dies lässt sich dadurch erklären, dass die Messabweichungen, welche bei zunehmenden LW aufgrund der Depolarisation vermehrt auftreten, bei einer Neigung von $k = 9$ stärker gewichtet werden als bei einer Neigung von $k = 3$. Ebenfalls zeigt sich, dass das KF-Verfahren im Vergleich zum IMAB-Verfahren in dem vorliegenden Beispiel konservativere Berechnungsergebnisse liefert, da die rechnerischen Schwingungszahlen geringer ausfallen als beim IMAB-Verfahren. Dies lässt sich damit begründen, dass das KF-Verfahren bereits bei kleinen LV_{dyn} effektive Schadenssummen von $D_{eff,dyn} < 1$ berech-

net, was zu einer kleineren Schwingspielzahl und somit zu einer sichereren Lebensdauerabschätzung führt. Unter Berücksichtigung des Verlaufs der effektiven Schadenssumme in Abhängigkeit des LV, kehrt sich dieser Effekt bei großen LV um, was zu einer konservativeren Lebensdauerabschätzung des IMAB-Verfahrens führt (vgl. Kapitel 2.1.8).

Schlussfolgernd kann keine allgemeingültige Aussage über die Genauigkeit der Schadensakkumulation eines solchen Messadapters getroffen werden. Randbedingungen wie die Völligkeit der Lastkollektive, die Neigung der Wöhlerlinie, das Maß der Depolarisation sowie die Standzeiten der Prothese und die dadurch resultierende Repolarisation der Sensoren beeinflussen die Genauigkeit, sodass die Ergebnisse der Lebensdauerabschätzung einer gewissen Streuung unterliegen. In den vorliegenden Berechnungsbeispielen verteilen sich die mittleren virtuellen Schadenssummen von 0,73 bis 0,97 (vgl. Tabelle 16).

Unter Bezugnahme auf die identifizierten Randeffekte piezokeramischer Sensoren und unter Anwendung von Kompensationsmaßnahmen wie der Justierung und des Hysteresealgorithmus kann dennoch festgehalten werden, dass eine für den Anwendungsfall ausreichende Messgenauigkeit der äußeren Belastungen der Prothese gewährleistet werden kann (vgl. Abb. 180). Beachtet man, dass sich die Messfehler des Messadapters während der Schadensakkumulation durch den logarithmischen Einfluss der Wöhlerlinie weiter verstärken, so kann dennoch von einem geringen Fehler der Lebensdauerabschätzung gesprochen werden. Über geeignete Sicherheitsfaktoren, wie z.B. durch Verwendung einer Zusatzschädigung, können die bestehenden Streuungen und Unsicherheiten kompensiert werden. Auf diese Weise lässt sich auch mit den identifizierten Messabweichungen eine konservative Lebensdauerabschätzung mit einem solchen Messadapter, basierend auf piezokeramischen Sensoren, ermöglichen.

12 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit beschreibt die Konzeption und Entwicklung eines mobilen Messsystems zur Lebensdauerabschätzung von Prothesenkomponenten und gliedert sich in vier Themenfelder. Dazu zählen die theoretische Betrachtung von Schadensakkumulationshypothesen, die Analyse einer Studie von Mobilitätsuntersuchungen an Oberschenkelamputierten, die experimentelle Untersuchungen piezokeramischer Sensoren und zuletzt die Konzeption und Umsetzung eines mobilen Messadapters sowie dessen messtechnische Untersuchung.

Die Betrachtung verschiedener Schadensakkumulationsmodelle für den Einsatz mit einem solchen Messadapter erfolgte insbesondere im Hinblick auf das Online Structural Health Monitoring. In der Regel setzten weiterführende Lebensdauermodelle wie das KF- und IMAB-Verfahren ein Wissen über die Kollektivform voraus, was eine genauere Aussage über die ertragbare Schwingungszahl des Strukturbauteils ermöglicht. Die Analyse der Kollektivformen unterschiedlicher Prothesenträger zeigte allerdings eine starke Individualität auf, was die Definition von Einheitskollektiven und die Lastannahme grundsätzlich schwierig gestaltet. Im Zuge dieser Arbeit wurde ein dynamisches Verfahren entwickelt, welches für die Lebensdauerabschätzung keinerlei Informationen über die Kollektivform benötigt und somit in Online-SHM-Systemen und im Bereich der Prothetik eingesetzt werden kann. Auch in anderen Anwendungsbereichen und Industriezweigen, in denen keine präzise Lastannahme möglich ist, kann dieses Verfahren zukünftig von Bedeutung sein. Weiterführende, theoretische Untersuchungen des nichtlinearen Modells nach Manson zeigten ebenfalls gute Übereinstimmungen mit dem KF- und IMAB Verfahren. Mit Hilfe der durchgeführten Berechnungen konnte festgestellt werden, dass das Modell nach Manson eine deutlich bessere Treffsicherheit als die allgemein aus der Literatur bekannten linearen Schadensakkumulationshypothesen liefert. Das Modell nach Manson war ursprünglich zur Lebensdauerabschätzung von Stufenbelastungen und deren Reihenfolgeeffekten konzipiert worden, jedoch nicht zur Lebensdauerabschätzung randomisierter Lastfolgen mit großen Schwingungszahlen. Die Möglichkeit, große Lastfolgen auf Grundlage dieses Modells zu berechnen, ist nicht zuletzt der stetig wachsenden Rechenleistung moderner Computersysteme in den letzten Jahrzehnten geschuldet. Dies dürfte einer der Gründe sein, warum zu diesem Modell bisher keine weiterführenden, rechnerischen Untersuchungen mit größeren Lastfolgen durchgeführt worden sind. Das Modell nach Manson benötigt zur Abschätzung der ertragbaren Schwingungszahl, genau wie das dynamische KF- und IMAB-Verfahren, keinerlei Information über die Kollektivform und ist zudem in der Lage, Reihenfolgeeffekte zu berücksichtigen. Die exakte Bestimmung der Treffsicherheit im Vergleich zu anderen Modellen konnte im Zuge dieser Arbeit nicht ermittelt werden, da ausschließlich eine Referenzierung und ein Vergleich zum KF- und IMAB-Verfahren vorgenommen wurde. Hierbei zeigte sich, dass die virtuelle Schadenssumme des nichtlinearen Modells mit den effektiven Schadenssummen des KF- und IMAB-Verfahrens tendenziell übereinstimmt, was demnach zu ähnlichen Treffsicherheiten führt. Um die Treffsicherheit dieses Verfahren präziser zu bestimmen, wäre ein rechnerischer Abgleich mit bekannten Kollektiven der Datensammlung Betriebsfestigkeit der TU Clausthal und TU Dresden sinnvoll.

Weiterhin wurde ein Schadensakkumulationsmodell erarbeitet, welches die Prüfmomente und die abgeprüften LW der ISO 10328 als Bezugsgröße für eine Schädigungsbeurteilung heranzieht. Bei diesem sogenannten ISO-Verfahren handelt es sich zwar um ein konservatives Lebensdauermodell, allerdings entfällt die experimentelle Ermittlung bauteilspezifischer Wöhlerlinien. Für die Anwendung in der Prothetik bietet das Modell ein großes Potential, da es auch wirtschaftlich attraktiv ist.

Die Auswertungen der Mobilitätsuntersuchungen an Oberschenkelamputierten ermöglichten vertiefende Einblicke in die Verwendung und Nutzungseigenschaften von Prothesenträgern. Mithilfe der Messdaten konnten die durchschnittlichen Schrittzahlen pro Tag ermittelt und die schädigungsrelevanten Belastungen in der Prothese abgeleitet werden. Zudem wurden Abweichungen zwischen Belastungskollektiven von Prothesenträgern und der Prüfung nach ISO 10328 festgestellt, die den Einsatz eines SHM-Systems in der Prothetik rechtfertigen. Für die Entwicklung des Messadapters waren ebenfalls die ermittelten Lastvektoren und Lastkollektive der Probanden von Bedeutung. Für die nicht dynamischen Schadensakkumulationsmodelle konnten von der Mobilität abhängige Kollektive ermittelt werden, welche zukünftig eine höhere Genauigkeit bei der Lebensdauerabschätzung von Prothesensystemkomponenten liefern können.

Die Konzeption des Messadapters erfolgte jederzeit in Hinblick auf ein möglichst energieautarkes System, weshalb sich die Sensorauswahl auf piezokeramische Bauelemente beschränkte. So wurden diese piezokeramischen Werkstoffe auf die Tauglichkeit als Sensoren untersucht. Dazu gehörten die Reproduzierbarkeit der Ladungserzeugung, die Ermittlung von maximaler Beanspruchbarkeit und die experimentelle Untersuchung der Lebensdauer unter zentrischer sowie exzentrischer Beanspruchung. Schwerpunkte wurden weiterhin auf die materialbedingten Randeffekte wie Hysterese, Depolarisation und Temperatur gelegt. Für die Hysterese wurde ein mathematisches Modell erarbeitet, mit welchem eine Linearisierung des Sensorsignals durchgeführt werden kann, was die Messgenauigkeit derartiger Sensoren ungemein steigert. Dem Modell liegt ein Algorithmus zugrunde, mit welchem unsymmetrische Hysteresen berechnet werden können. Dieser neuartige Rechenansatz kann zukünftig in allen Bereichen angewendet werden, bei denen unsymmetrische Hysteresen mathematisch beschrieben werden sollen. Versuche, die Depolarisation durch eine mechanische Voralterung zu kompensieren, waren nicht zielführend. Allerdings wurden während der Untersuchungen Regenerationseffekte festgestellt, welche bei nicht kontinuierlicher Belastung der Sensoren ein annähernd konstantes Messsignal sicherstellen. Unter Berücksichtigung der gewonnen Erkenntnisse sowie der erarbeiteten Methoden zur Kompensation der messtechnischen Randeffekte kann der Einsatz piezokeramischer Sensoren besser bewertet und zukünftig in der Industrie stärker verbreitet werden. In weiterführenden Versuchen sollte geprüft werden, inwieweit die geometrischen Abmessungen der Sensormodule Einflüsse auf die identifizierten Randeffekte aufweisen, insbesondere auf das Hysterese- und Depolarisationsverhalten. Die durchgeführten Analysen erfolgten mit den piezokeramischen Materialien PIC 181 und PIC 255. Bereits bei diesen Materialien zeigten sich Unterschiede in der Stärke der Ausprägungen von Randeffekten. Eine über die Arbeit hinausgehende Betrachtung unterschiedlicher piezokeramischer Materialien und deren Einflüsse auf die beschriebenen Randeffekte erscheint sinnvoll.

Die Zusammenführung der zuvor gesammelten Erkenntnisse erfolgte während der Konzeptions- und Konstruktionsphase des Messadapters. Aus den Analysen zu Mobilitätsuntersuchungen an Oberschenkelamputierten wurden die schädigungsrelevanten Belastungen ermittelt und somit die Position und die notwendige Anzahl piezokeramischer Sensoren bestimmt. Auch konnten realitätsnahe Prüfkollektive für den Messadapter aus diesen Untersuchungen abgeleitet werden, welche zukünftig für die Prüfung von Prothesensystemkomponenten eingesetzt werden können. Die Konstruktionsphase wurde stark durch die aus der FE-Analyse ermittelten Beanspruchungen der Sensoren geprägt. Nachdem erste Prototypen erstellt worden, erfolgte die messtechnische Validierung des Messadapters. Hierbei lagen Schwerpunkte auf der Ermittlung der Messungenauigkeit sowie dem Hysteres- und Depolarisationsverhalten der piezokeramischen Sensoren im Messadapter. Ebenfalls wurden die Winkelauflösung des Messadapters sowie der Einfluss der Vorspannung auf das Messsignal untersucht. Aus diesen Erkenntnissen konnten Korrekturalgorithmen erarbeitet werden, welche zusammen mit dem Hysteresemodell und verschiedener Schadensakkumulationshypothesen in Quellcodes überführt worden. Die Zusammenführung der korrigierten Messsignale und der Schadensakkumulationsmodelle sowie dem Prototypen des Messadapters erfüllte die eingangs definierten Kriterien an ein Messsystem zur Beurteilung der Schädigung prothetischer Strukturteile. Die messtechnischen Untersuchungen des Messadapters erfolgten überwiegend unter Laborbedingungen sowie unter der Lastannahme des ebenen Gehens. Weiterführende Untersuchungen sollten aufzeigen, wie sich der Messadapter und die implementierten Algorithmen bei Alltagssituationen verhalten, welche zeitweise ungleichförmigen und stoßartigen Bewegungsabläufen unterliegen.

Derzeit verfügt der Messadapter ausschließlich über die Möglichkeit, die Messdaten in Form digitalisierter Werte aufzuzeichnen. Die gesamte Datenauswertung und Schädigungsberechnung erfolgt rechnergestützt. Über das Themenfeld dieser Arbeit hinausgehend, sollte die mobile Anwendung des Messadapters stärker fokussiert werden, wobei die Hardwarelösung derart konzipiert werden sollte, dass die Auswertung der Messdaten sowie die Schadensakkumulation unmittelbar im Messadapter erfolgen kann.

Grundsätzlich bietet der entwickelte Messadapter bei zukünftigem Einsatz in Prothesen die Möglichkeit, eine dauerhafte und kontinuierliche Analyse der Schädigung der Strukturteile durchzuführen. Auf diese Weise kann die Sicherheit von Prothesensystemkomponenten verbessert werden, was folglich zu einem geringeren Verletzungsrisiko von Prothesenträgern führt. Die gewonnenen Erkenntnisse dieser Arbeit können ebenfalls in andere Industriezweige übertragen werden, bei denen eine dauerhafte und kontinuierliche Überwachung der Schädigung von Strukturteilen erforderlich ist, wie beispielsweise in der Luft- und Raumfahrtindustrie.

Anhang

A1.	Herleitung der piezoelektrischen Zustandsgleichungen auf Grundlage thermodynamischer Potentialfunktionen.....	206
A2.	Eingabedaten ISO 10328.....	209
A3.	Probandenabhängige Momenten- und Kraftverläufe	213
A4.	Regressionsfunktionen der Belastungs- und Überlastkollektive.....	219
A5.	Hystereseverläufe (Kraft-Ladung) für PIC 255 und PIC 181	222
A6.	Hysteres-Kompensationsalgorithmus von Ladung und Kraft	224
A7.	Ergebnisse FE-Analyse	230
A8.	Einfluss der Vorspannkraft auf die Hysterese und das Messsignal.....	235
A9.	Technische Daten PIC 255 und PIC 181	239
A10.	Quellcodes C# für lineare und nichtlineare Schadensakkumulation	240
A11.	Versuchsübersicht.....	245
A12.	Lebenslauf	255

A1. Herleitung der piezoelektrischen Zustandsgleichungen auf Grundlage thermodynamischer Potentialfunktionen

Nach dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik ist bei der Betrachtung geschlossener Systeme die Änderung der inneren Energie U pro Volumeneinheit gleichzusetzen mit der dem System pro Volumeneinheit zugeführten Wärme und der am System je Volumeneinheit verrichteten Arbeit [Gia 10].

Die differentielle Form dieser Energiebilanz ergibt sich bei infinitesimalen Änderungen von innerer Energie U , Wärme Q_ϑ und Arbeit W zu [Gia 10] [Sti 10] [Tic 10]:

$$dU = dQ_\vartheta + dW \quad (\text{A-1})$$

Nach Celsius kann die mit der Wärme übertragene Entropie S in differentieller Schreibform wie folgt beschrieben werden [Boe 07]:

$$dS = \frac{dQ_\vartheta}{\vartheta} \quad (\text{A-2})$$

Unter Berücksichtigung des zweiten Hauptsatzes der Thermodynamik [Cer 13] und einer reversiblen Zustandsänderung ergibt sich für die Wärmemenge folgender Zusammenhang [Tic 10]:

$$dQ_\vartheta = \vartheta \cdot dS \quad (\text{A-3})$$

Piezoelektrische Bauelemente weisen sowohl ferroelastische als auch ferroelektrische Materialeigenschaften auf (vgl. Kapitel 2.3.1 und Kapitel 2.3.2). Die verrichtete Arbeit je Volumeneinheit, bezogen auf elastische Körper, kann durch die Verformungsenergie beschrieben werden. Die Polarisierung dielektrischer Materialien erfolgt durch das Anlegen eines elektrischen Feldes. Die am System verrichtete, elektrische Volumenarbeit wird somit durch elektrische Kräfte erzeugt. In Anlehnung an mechanisch-elastisches Materialverhalten kann diese Volumenänderungsarbeit mithilfe der elektrostatischen Feldenergie beschrieben werden. Die am System verrichtete Arbeit setzt sich folglich aus einem mechanischen Anteil, definiert durch die mechanische Spannung σ und die Dehnung ε sowie einem elektrischen Anteil, definiert durch die elektrische Feldstärke E_l und die Flussdichte D_l , zusammen [Heg 08] [Tic 10].

$$dW = dW_m + dW_{el} \quad (\text{A-4})$$

$$dW = \sigma \cdot d\varepsilon + E_l \cdot dD_l \quad (\text{A-5})$$

Zusammenfassend ergibt sich durch Einsetzen von (A-3) und (A-5) in (A-1):

$$dU = \vartheta \cdot dS + \sigma \cdot d\varepsilon + E_l \cdot dD_l \quad (\text{A-6})$$

Die innere Energie U kann somit als Funktion von Entropie, Dehnung und Flussdichte mit $U = U(S, D_l, \varepsilon)$ beschrieben werden. Hierbei werden S , D_l und ε als extensive Zustandsvariablen bezeichnet. ϑ , σ , E_l beschreiben die intensiven Zustandsvariablen, da diese Vorgeben, mit welcher Intensität sich die innere Energie bei einer Veränderung der extensiven Zustandsvariablen ändert [Win 06].

Mithilfe der Legendre-Transformation kann die innere Energie U in andere thermodynamische Potentialfunktionen überführt werden. Insgesamt lassen sich acht unabhängige Potentialfunktionen herleiten, welche ihrerseits verschiedene Abhängigkeiten der intensiven und extensiven Zustandsvariablen beschreiben. Diese Überführung hat den Vorteil, dass je nach experimenteller Messgröße und korrekter Auswahl der zur Beschreibung des Experiments notwendigen Potentialfunktion, die Zustandsvariablen für Berechnungen einfacher zugänglich sind. Für die Beschreibung der sensorischen Anwendung piezoelektrischer Bauelemente ist die Herleitung der freien Gibbschen Enthalpie (Gibbs-Enthalpie) und der elastischen freien Gibbschen Enthalpie (elastische Gibbs-Enthalpie) besonders vorteilhaft [Tic 10] [Hey 08].

Das thermodynamische Potential für Gibbs-Enthalpie G und elastischen Gibbs-Enthalpie G_1 ergibt sich nach Anwenden der Legendre-Transformation zu [Tic 10]:

$$G = U - S \cdot \vartheta - \varepsilon \cdot \sigma - D_1 \cdot E_1 \quad (\text{A-7})$$

$$G_1 = U - S \cdot \vartheta - \varepsilon \cdot \sigma \quad (\text{A-8})$$

Durch Bilden der totalen Differentiale folgt für G [Tic 10] [Hey 08],

$$dG = \vartheta \cdot dS + \sigma \cdot d\varepsilon + E_1 \cdot dD_1 - \vartheta \cdot dS - S \cdot d\vartheta - \sigma \cdot d\varepsilon - \varepsilon \cdot d\sigma - E_1 \cdot dD_1 - D_1 \cdot dE_1 \quad (\text{A-9})$$

$$dG = -S \cdot d\vartheta - \varepsilon \cdot d\sigma - D_1 \cdot dE_1 \quad (\text{A-10})$$

sowie für G_1 [Tic 10] [Hey 08]:

$$dG_1 = \vartheta \cdot dS + \sigma \cdot d\varepsilon + E_1 \cdot dD_1 - \vartheta \cdot dS - S \cdot d\vartheta - \sigma \cdot d\varepsilon - \varepsilon \cdot d\sigma \quad (\text{A-11})$$

$$dG_1 = -S \cdot d\vartheta - \varepsilon \cdot d\sigma + E_1 \cdot dD_1 \quad (\text{A-12})$$

Ein Koeffizientenvergleich von (A-9) bis (A-12) führt zu den Formeln (A-13) und (A-14) indem je zwei der unabhängigen Variablen konstant gehalten werden [Hey 08] [Tic 10].

$$S = -\left(\frac{\partial G}{\partial \vartheta}\right)_{E_1, \sigma}; \quad \varepsilon = -\left(\frac{\partial G}{\partial \sigma}\right)_{E_1, \vartheta}; \quad D_1 = -\left(\frac{\partial G}{\partial E_1}\right)_{\vartheta, \sigma} \quad (\text{A-13})$$

$$S = -\left(\frac{\partial G_1}{\partial \vartheta}\right)_{D_1, \sigma}; \quad \varepsilon = -\left(\frac{\partial G_1}{\partial \sigma}\right)_{D_1, \vartheta}; \quad E_1 = \left(\frac{\partial G_1}{\partial D_1}\right)_{\vartheta, \sigma} \quad (\text{A-14})$$

Zu beachten gilt, dass die tiefgestellten Indizes die konstant gehaltenen Größen bezeichnen. Die Variablen ϑ, σ, E_1 sind unabhängige bzw. extensive Variablen von (A-10). ϑ, σ, D_1 sind wiederum extensive Variablen von (A-12). Die intensiven und somit statisch abhängigen Variablen können als Funktion aller extensiven Variablen ausgedrückt werden [Tic 10].

Die korrespondierenden, linearen Zustandsgleichungen ergeben sich nach Einsetzen zu:

$$dG(S, \varepsilon, E_1) = \left(\frac{\partial G}{\partial \vartheta}\right)_{E_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\partial G}{\partial \sigma}\right)_{E_1, \vartheta} \cdot \sigma + \left(\frac{\partial G}{\partial E_1}\right)_{\vartheta, \sigma} \cdot E_1 \quad (\text{A-15})$$

$$dG_1(S, \varepsilon, D_1) = \left(\frac{\partial G_1}{\partial \vartheta}\right)_{D_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\partial G_1}{\partial \sigma}\right)_{D_1, \vartheta} \cdot \sigma + \left(\frac{\partial G_1}{\partial D_1}\right)_{\vartheta, \sigma} \cdot D_1 \quad (\text{A-16})$$

Für die freie Gibbs-Enthalpie G können folgende lineare Zustandsgleichungen abgeleitet werden. Die Größen δS und $\delta \vartheta$ kennzeichnen die Abweichungen vom Referenzzustand [Tic 10].

$$\delta S = \left(\frac{\delta S}{\delta \vartheta} \right)_{E_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\delta S}{\delta \sigma} \right)_{E_1, \vartheta} \cdot \sigma + \left(\frac{\delta S}{\delta E_1} \right)_{\vartheta, \sigma} \cdot E_1 \quad (\text{A-17})$$

$$\varepsilon = \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta \vartheta} \right)_{E_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta \sigma} \right)_{E_1, \vartheta} \cdot \sigma + \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta E_1} \right)_{\vartheta, \sigma} \cdot E_1 \quad (\text{A-18})$$

$$D_1 = \left(\frac{\delta D_1}{\delta \vartheta} \right)_{E_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\delta D_1}{\delta \sigma} \right)_{E_1, \vartheta} \cdot \sigma + \left(\frac{\delta D_1}{\delta E_1} \right)_{\vartheta, \sigma} \cdot E_1 \quad (\text{A-19})$$

In gleicher Weise lassen sich auch die Zustandsgleichungen für die elastische freie Gibbs-Enthalpie G_1 formulieren [Tic 10]:

$$\delta S = \left(\frac{\delta S}{\delta \vartheta} \right)_{D_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\delta S}{\delta \sigma} \right)_{D_1, \vartheta} \cdot \sigma + \left(\frac{\delta S}{\delta D_1} \right)_{\vartheta, \sigma} \cdot D_1 \quad (\text{A-20})$$

$$\varepsilon = \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta \vartheta} \right)_{D_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta \sigma} \right)_{D_1, \vartheta} \cdot \sigma + \left(\frac{\delta \varepsilon}{\delta D_1} \right)_{\vartheta, \sigma} \cdot D_1 \quad (\text{A-21})$$

$$E_1 = \left(\frac{\delta E_1}{\delta \vartheta} \right)_{D_1, \sigma} \cdot \delta \vartheta + \left(\frac{\delta E_1}{\delta \sigma} \right)_{D_1, \vartheta} \cdot \sigma + \left(\frac{\delta E_1}{\delta D_1} \right)_{\vartheta, \sigma} \cdot D_1 \quad (\text{A-22})$$

A2. Eingabedaten ISO 10328

Bezugs- ebene	Offset ^a						
	Richtung und Ort ^b	Numerischer Wert					
		mm					
		Prüfbelastungsbedingung					
		Prüfbelastungsgrad P5		Prüfbelastungsgrad P4		Prüfbelastungsgrad P3	
		I	II	I	II	I	II
Oben ^c	f_T	82	55	89	51	81	51
	o_T	- 79	- 40	- 74	- 44	- 85	- 49
Knie	f_K	52	72	56	68	49	68
	o_K	- 50	- 35	- 48	- 39	- 57	- 43
Knöchel	f_A	- 32	120	- 35	115	- 41	115
	o_A	30	- 22	25	- 24	24	- 26
Unten ^c	f_B	- 48	129	- 52	124	- 58	124
	o_B	45	- 19	39	- 22	39	- 23

Tabelle 17: Werte für Offsets bei allen Hauptprüfungen, Hinweis: Die für PBG 5 festgelegten Offsets gelten auch für PBG 6, PBG 7 und PBG 8 [Iso 16a]

Endbefestigungen für			Stabilisierende Prüfkraft	Setzkraft	Prüfung zur Festigkeit
Prüfverfahren	Prüfbelastungsgrad	Prüfbelastungs- bedingungen			
Hauptstruktur- prüfungen ^a	P5	I	50	1 024	5 376
		II		920	4 830
	P4	I		944	4 956
		II		828	4 348
	P3	I		736	3 864
		II		638	3 348
Zusatzprüfungen an Kniegelenk- sperren	P5, P4, P3		50	800	4 200

Tabelle 18: Prüfkraften bei der Prüfung der Endfestigkeit für die PBG 3 bis PBG 5 [Iso 16a]

Endbefestigungen für			Stabilisierende Prüfkraft, F_{stab}	Setzkraft, F_{set}	Prüfkraft zur Festigkeit, F_{pa}
Prüfverfahren	Prüfbelastungsgrad	Prüfbelastungs- bedingung			
Hauptprüfungen der Struktur	P8	I	50	1640	6840
		II		1560	6300
	P7	I		1416	6360
		II		1360	5808
	P6	I		1224	5856
		II		1120	5310

Tabelle 19: Prüfkraften bei der Prüfung der Endfestigkeit für PBG 6 bis PBG 8 [Iso 16a]

Prüfverfahren und Prüflast			Einheit	Prüfbelastungsgrad (P_x) und Prüfbelastungsbedingung (I; II)					
				P5		P4		P3	
				I	II	I	II	I	II
Statische und dynamische Prüfverfahren	Stabilisierungsprüfkraft	F_{stab}	N	50					
	Setzkraft	F_{set}	N	1 024	920	944	828	736	638
Statisches Prüfverfahren	Mindestprüfkraft Festigkeit	F_{sp}	N	2 240	2 013	2 065	1 811	1 610	1 395
	Statische Grenzprüfkraft	$F_{su, lower level}$	N	3 360	3 019	3 098	2 717	2 415	2 092
		$F_{su, upper level}$	N	4 480	4 025	4 130	3 623	3 220	2 790
Dynamisches Prüfverfahren	Minimale Prüfkraft	F_{cmin}	N	50					
	Bereich der pulsierenden Prüfkraft	F_{cr}	N	1 280	1 150	1 180	1 035	920	797
	Maximale Prüfkraft	F_{cmax} $F_{cmax} = F_{cmin} + F_{cr}$	N	1 330	1 200	1 230	1 085	970	847
	Mittlere Prüfkraft	F_{cmean} $F_{cmean} = 0,5 (F_{cmin} + F_{cmax})$	N	690	625	640	568	510	449
	Amplitude der pulsierenden Prüfkraft	F_{ca} $F_{ca} = 0,5 F_{cr}$	N	640	575	590	518	460	399
	Abschlussprüfkraft	F_{fin} $F_{fin} = F_{sp}$	N	2 240	2 013	2 065	1 811	1 610	1 395
	Vorgeschriebene Anzahl von Zyklen		1	3×10^6					

Tabelle 20: Prüfkraften von allen Hauptprüfungen und vorgeschriebene Anzahl an Lastwechseln der dynamischen Prüfung für die PBG 3 bis PBG 5 [Iso 16a]

Prüfverfahren und Prüflast			Einheit	Prüfbelastungsgrad					
				P8		P7		P6	
				Prüfbelastungsbedingung					
				I	II	I	II	I	II
Statische und dynamische Prüfverfahren	Stabilisierungsprüfkraft	F_{stab}	N	50					
	Setzkraft	F_{set}	N	1640	1560	1416	1360	1224	1120
Statisches Prüfverfahren	Mindestprüfkraft Festigkeit	F_{sp}	N	3200	2950	2900	2650	2490	2263
	Statische Grenzprüfkraft	$F_{su, lower level}$	N	4450	4150	4100	3775	3760	3419
		$F_{su, upper level}$	N	5700	5250	5300	4840	4880	4425
Dynamisches Prüfverfahren	Minimale Prüfkraft	F_{cmin}	N	50					
	Bereich der pulsierenden Prüfkraft	F_{cr}	N	2050	1950	1770	1700	1530	1400
	Maximale Prüfkraft	F_{cmax} $F_{cmax} = F_{cmin} + F_{cr}$	N	2100	2000	1820	1750	1580	1450
	Mittlere Prüfkraft	F_{cmean} $F_{cmean} = 0,5 (F_{cmin} + F_{cmax})$	N	1075	1025	935	900	815	750
	Amplitude der pulsierenden Prüfkraft	F_{ca} $F_{ca} = 0,5 F_{cr}$	N	1025	1000	910	875	765	700
	Abschlussprüfkraft	F_{fin} $F_{fin} = F_{sp}$	N	3200	2950	2900	2650	2490	2263
	Vorgeschriebene Anzahl an Zyklen		1	3×10^6					

Tabelle 21: Prüfkraften von allen Hauptprüfungen und vorgeschriebene Anzahl an Lastwechseln der dynamischen Prüfung für PBG 6 bis PBG 8 [Iso 16a]

Prüfbelastungsgrad	Statisches Prüfverfahren		
	N·m		
	Setz-Torsionsmoment M_{u-set}	Stabilisierendes Torsionsmoment M_{u-stab}	Maximales Torsionsmoment M_{u-max}
P5, P4, P3	3	1	50
ANMERKUNG Die festgelegten Prüflasten gelten auch für den in Anhang D festgelegten zusätzlichen Prüfbelastungsgrade P6, P7 und P8.			

Tabelle 22: Transversal- bzw. Torsionsmomente, Zusatzprüfung gegen Torsion [Iso 16a]

Parameter		Belastungsbedingung I						Belastungsbedingung II					
		(P8)	(P7)	(P6)	P5	P4	P3	(P8)	(P7)	(P6)	P5	P4	P3
Prüfkraft	F_{cr} [N]	2050	1770	1530	1280	1180	920	1950	1700	1400	1150	1035	797
Knöchelbeuge- moment	M_{Ao} [Nm]	-63,2	-54,5	-47,2	-39,5	-39,5	-36,1	232,4	202,6	166,8	137,0	118,0	91,0
Knöchelbeuge- moment	M_{Af} [Nm]	-59,3	51,2	-44,2	-37	-28	-21,3	42,6	37,1	30,6	25,1	25,1	20,5
Kniebeuge- moment	M_{Ko} [Nm]	102,8	88,7	76,7	64,2	64,2	43,0	139,4	121,6	99,6	81,8	70,0	53,6
Kniebeuge- moment	M_{Kf} [Nm]	98,8	85,3	73,8	61,7	54,9	50,0	67,8	59,7	48,7	40,0	40,0	34,0

Tabelle 23: Knöchel- und Kniemomente in Bezug auf die Prüfkraft F_{cr} für unterschiedliche PLB und PBG der dynamischen Hauptprüfung [Iso 16a]

Parameter		Belastungsbedingung I						Belastungsbedingung II					
		(P8)	(P7)	(P6)	P5	P4	P3	(P8)	(P7)	(P6)	P5	P4	P3
Axialkraft	F_u [N]	1976	1706	1475	1234	1137	884	1936	1688	1390	1142	1028	791
Torsionsmoment	M_u [Nm]	-0,2	-0,2	-0,2	-0,1	-0,8	-2,4	12,1	10,5	8,7	7,1	6,9	6,0

Tabelle 24: Axialkraft und Torsionsmoment in Bezug auf die Prüfkraft F_{cr} für unterschiedliche PLB und PBG der dynamischen Hauptprüfung [Iso 16a]

Parameter		Belastungsbedingung I						Belastungsbedingung II					
		(P8)	(P7)	(P6)	P5	P4	P3	(P8)	(P7)	(P6)	P5	P4	P3
Prüfkraft	F_{cr} [N]	2100	1820	1580	1330	1230	970	2000	1750	1450	1200	1085	847
Knöchelbeuge- moment	M_{Ao} [Nm]	-64,8	-56,1	-48,7	-41,0	-41,2	-38,1	238,3	208,5	172,8	143,0	123,7	96,7
Knöchelbeuge- moment	M_A [Nm]	-60,7	-52,6	-45,6	-38,4	-29,2	-22,5	43,7	38,2	31,7	26,2	26,3	21,8
Kniebeugemoment	M_{Ko} [Nm]	105,3	91,2	79,2	66,7	66,9	45,3	143,0	125,1	103,2	85,4	73,4	57,0
Kniebeugemoment	M_{Kf} [Nm]	101,2	87,7	76,2	64,1	57,2	52,7	69,5	60,8	50,4	41,7	41,9	36,1

Tabelle 25: Knöchel- und Kniemomente in Bezug auf die Prüfkraft F_{cmax} für unterschiedliche PLB und PBG der dynamischen Hauptprüfung [Iso 16a]

Parameter		Belastungsbedingung I						Belastungsbedingung II					
		(P8)	(P7)	(P6)	P5	P4	P3	(P8)	(P7)	(P6)	P5	P4	P3
Axialkraft	F_u [N]	2024	1754	1523	1282	1185	932	1986	1738	1440	1192	1078	841
Torsionsmoment	M_u [Nm]	-0,2	-0,2	-0,2	-0,1	-0,8	-2,5	12,4	10,8	9,0	7,4	7,2	6,4

Tabelle 26: Axialkraft und Torsionsmoment in Bezug auf die Prüfkraft F_{cmax} für unterschiedliche PLB und PBG der dynamischen Hauptprüfung [Iso 16a]

A3. Probandenabhängige Momenten- und Kraftverläufe

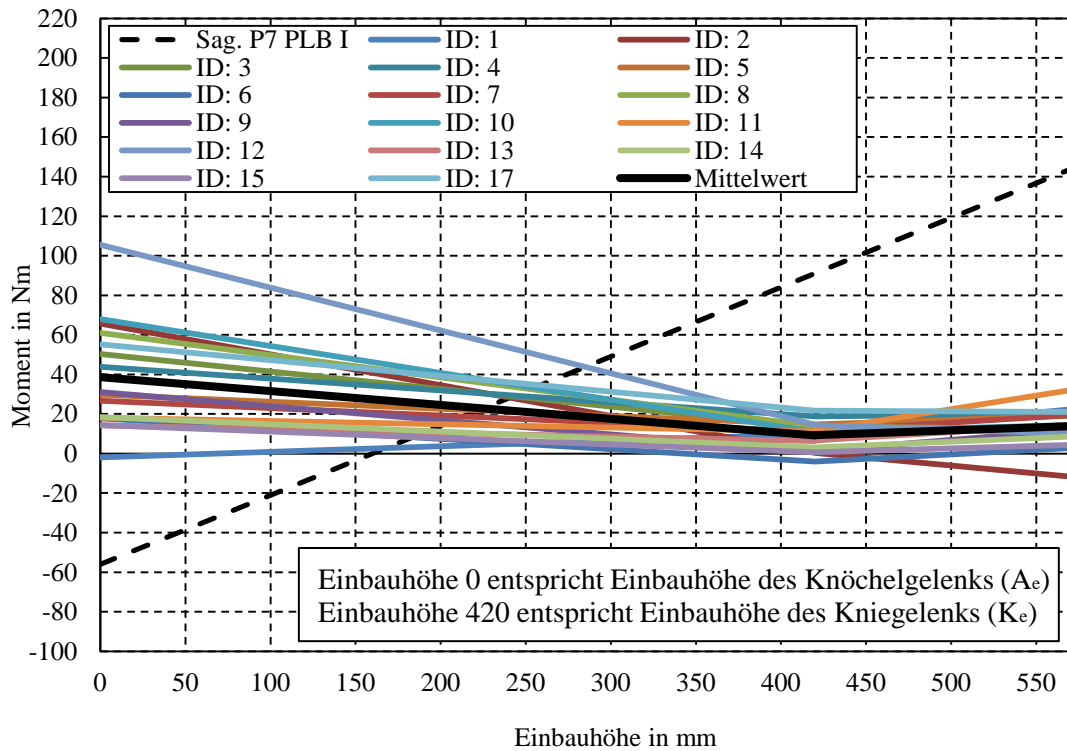


Abb. 182: Gemittelte probandenabhängige Sagittalmomente unter Fersenbelastung

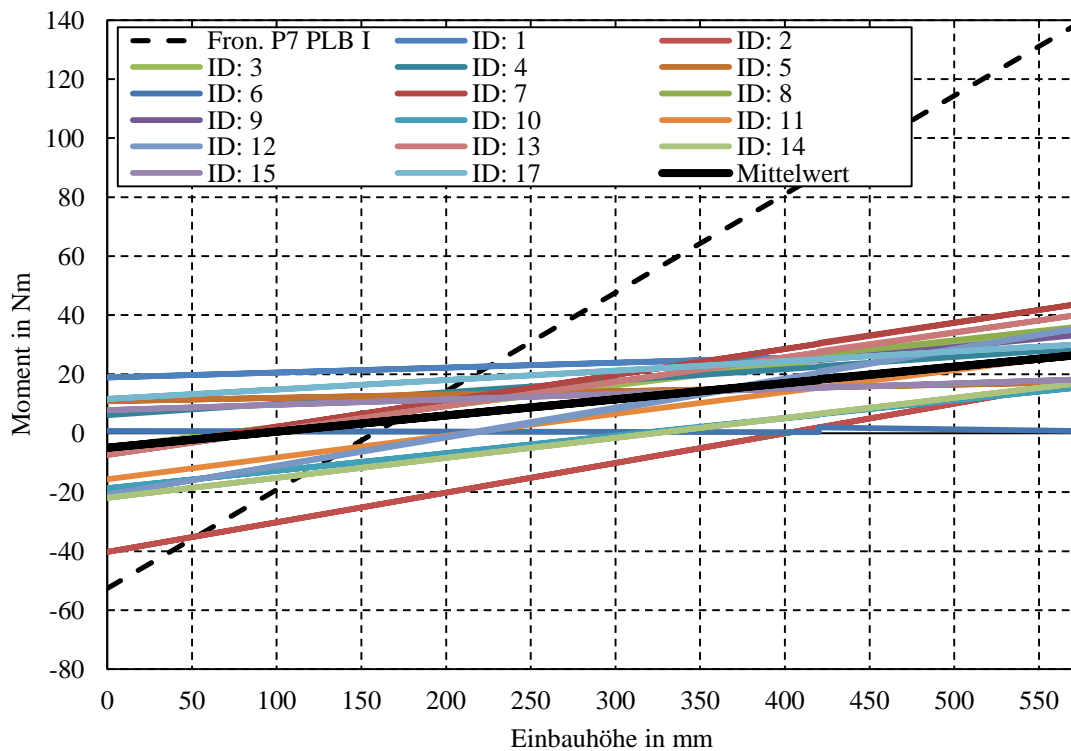


Abb. 183: Gemittelte probandenabhängige Frontalmomente unter Fersenbelastung

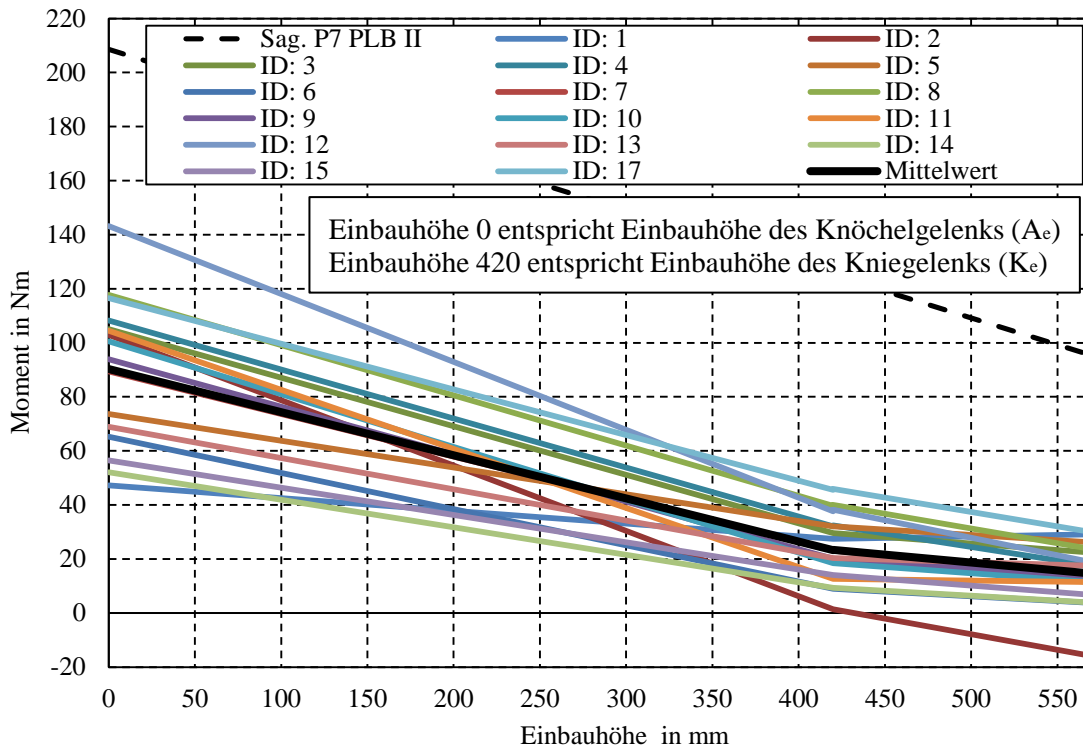


Abb. 184: Gemittelte probandenabhängige Sagittalmomente unter Vorfußbelastung

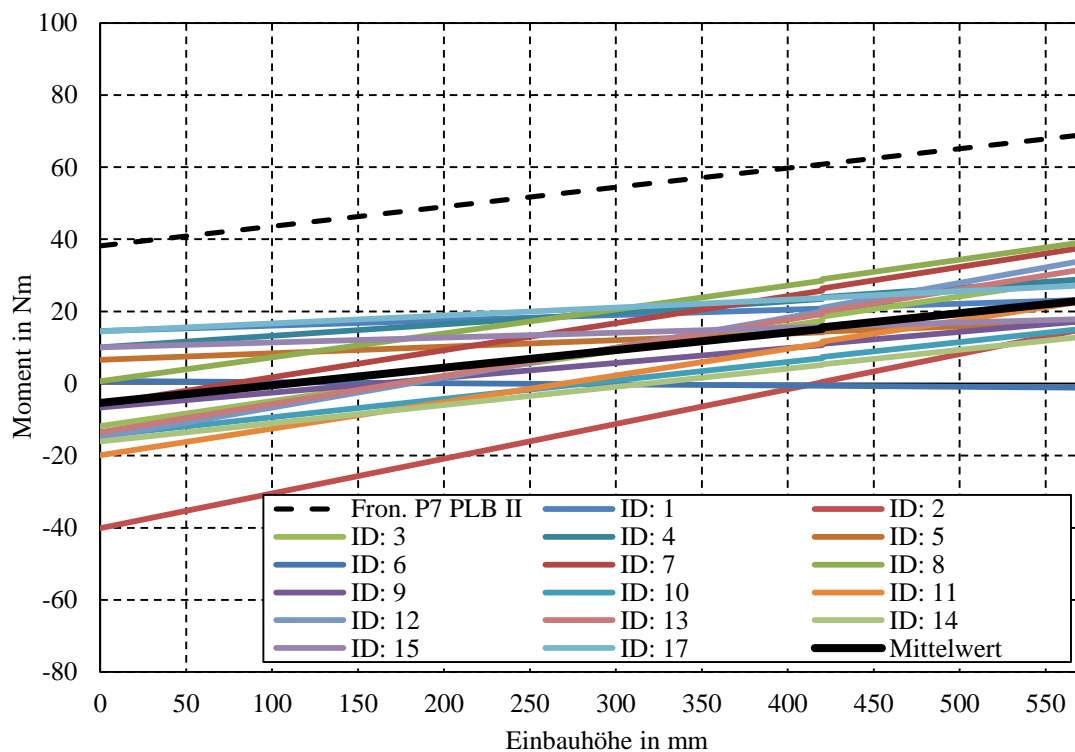


Abb. 185: Gemittelte probandenabhängige Frontalmomente unter Vorfußbelastung

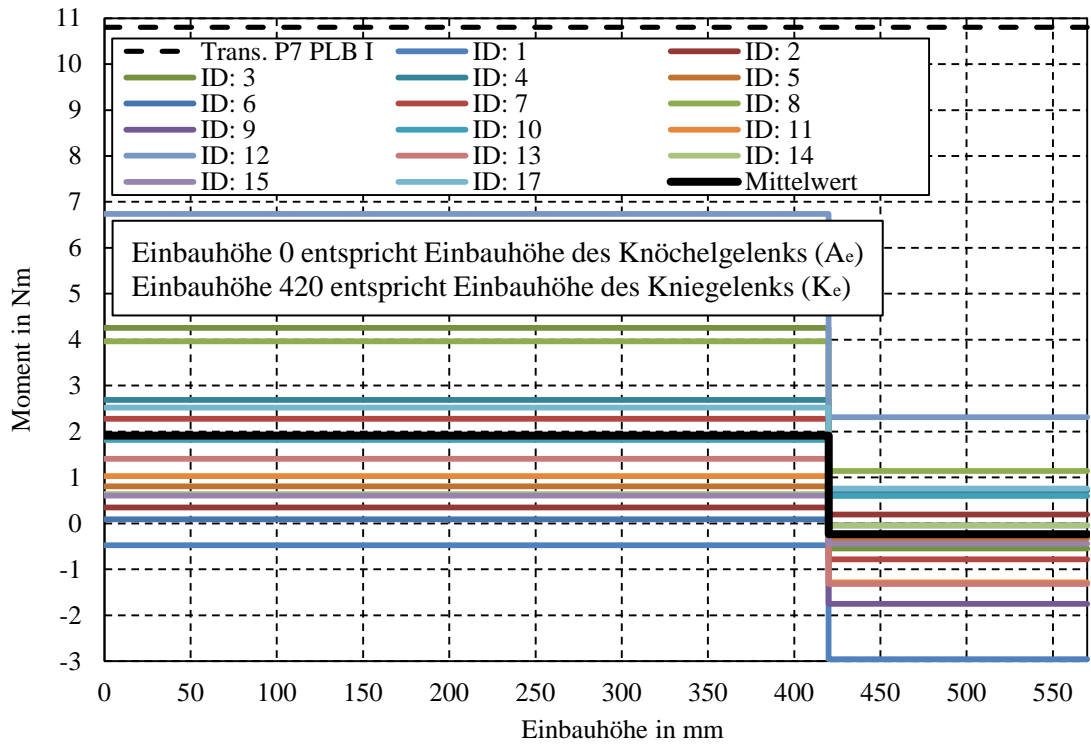


Abb. 186: Gemittelte probandenabhängige Transversalmomente unter Fersenbelastung

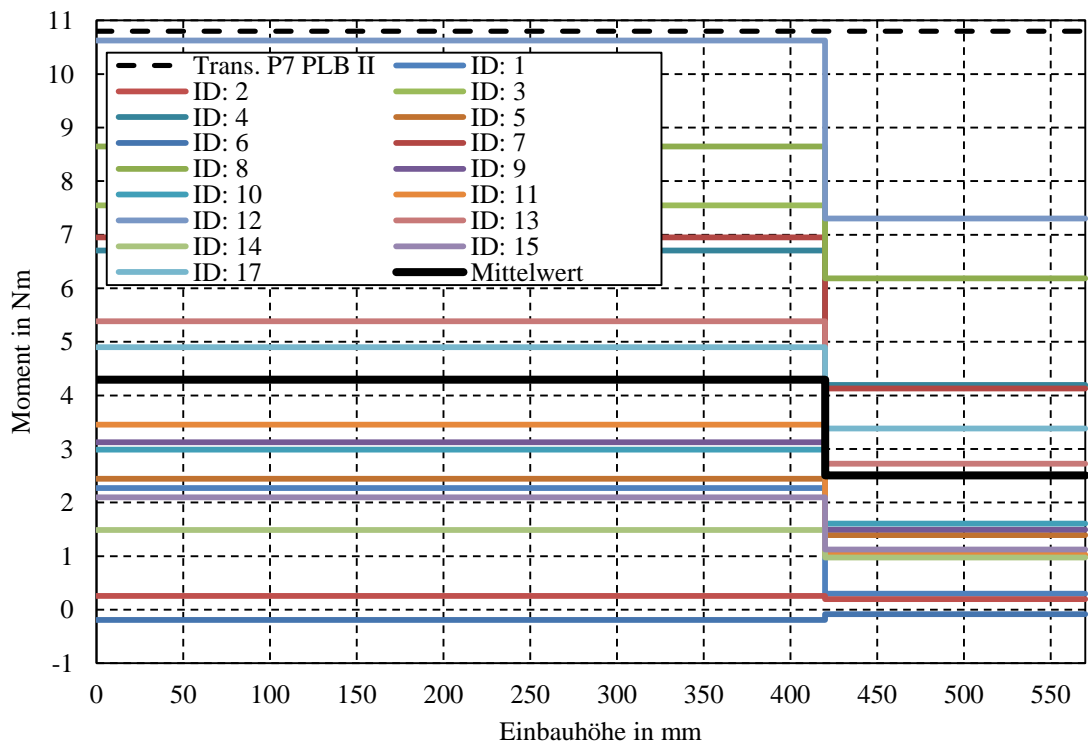


Abb. 187: Gemittelte probandenabhängige Transversalmomente unter Vorfußbelastung

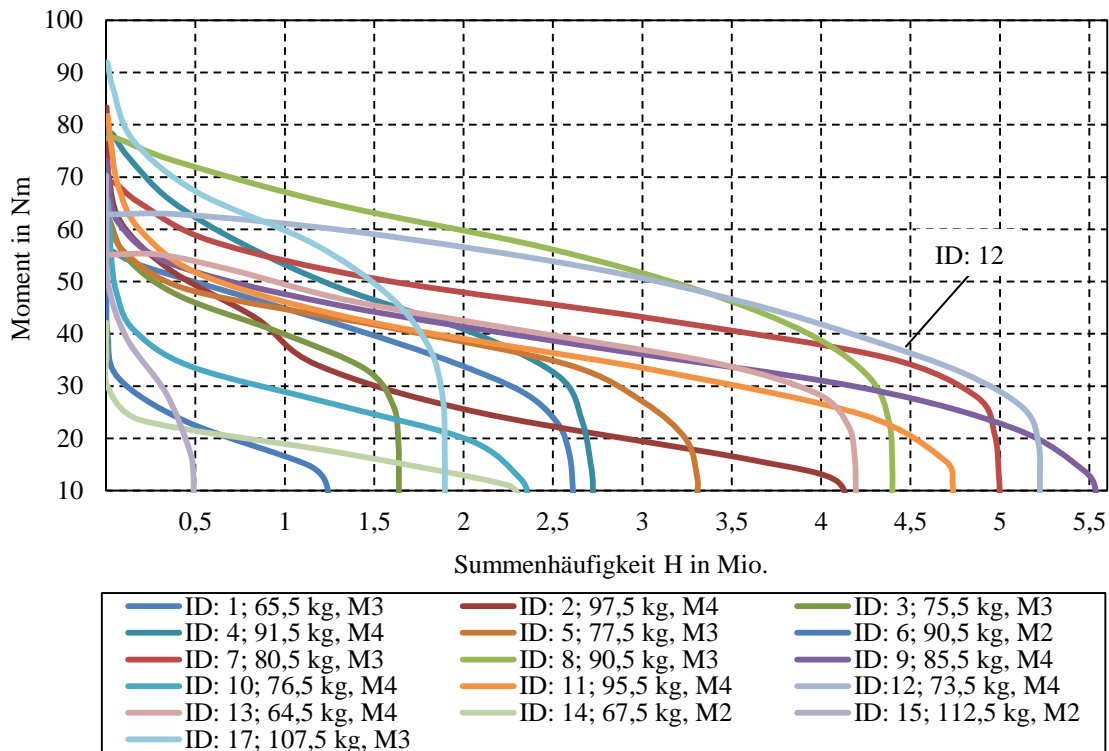


Abb. 188: Probandenabhängige Summenmomentkollektive in K_e (Ferse und Vorfuß kombiniert)

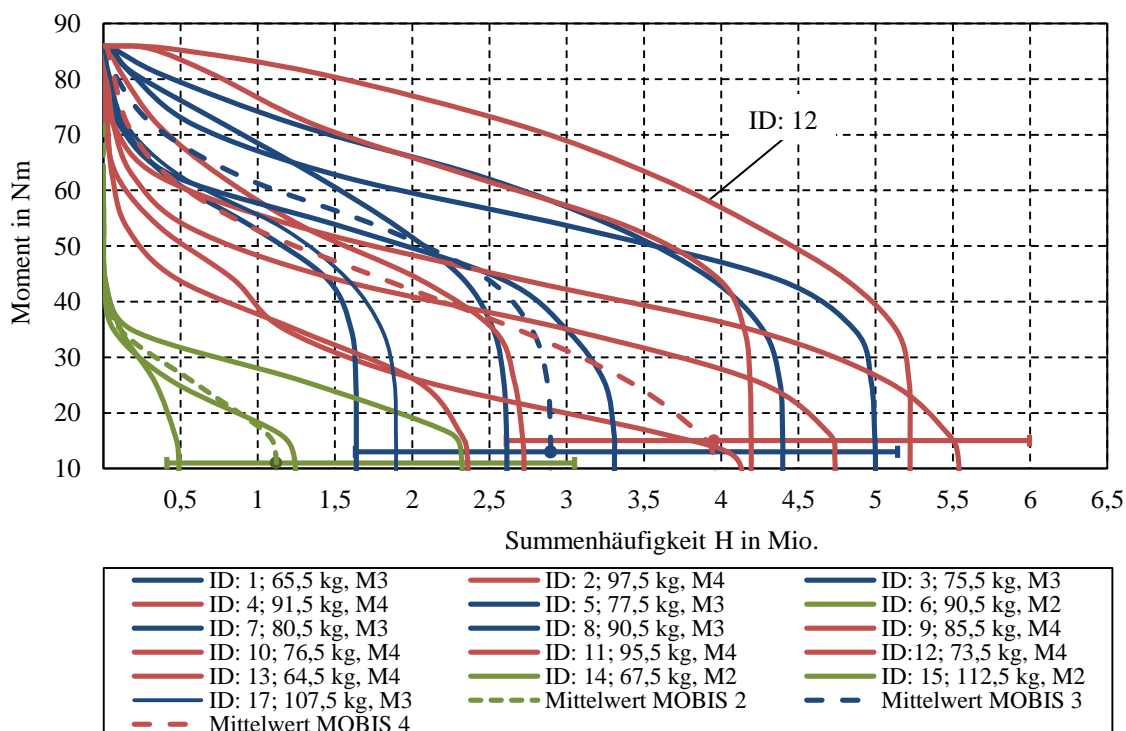


Abb. 189: Probandenabhängige Summenmomentkollektive in K_e (Ferse und Vorfuß kombiniert), farbliche Darstellung der Mobilitätsgrade 2-4, Mittelwerte und zugehörige Streuspannen T für Log-Normalverteilung, normiert auf 100 kg Körpergewicht

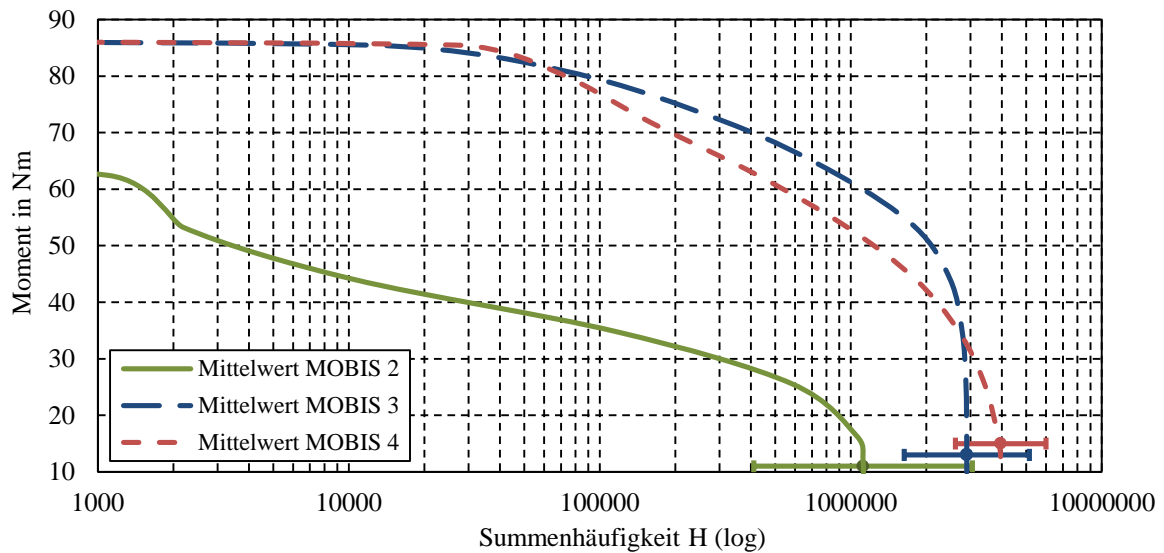


Abb. 190: Mittlere Summenmomentkollektive in K_e (Ferse und Vorfuß kombiniert) für Mobilitätsgrade 2-4, Mittelwerte und zugehörige Streuspannen T für Log-Normalverteilung, normiert auf 100 kg Körpergewicht, logarithmische Skalierung

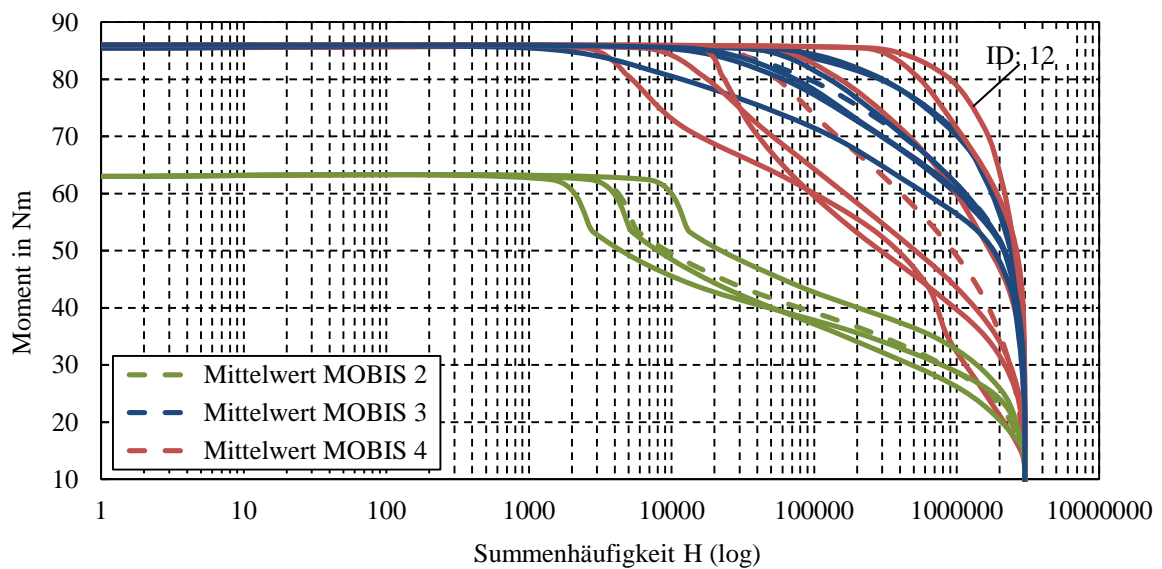


Abb. 191: Probandenabhängige Summenmomentkollektive in K_e (Ferse und Vorfuß kombiniert), farbliche Darstellung der Mobilitätsgrade 2-4, normiert auf 100 kg Körpergewicht und $3 \cdot 10^6$ LW

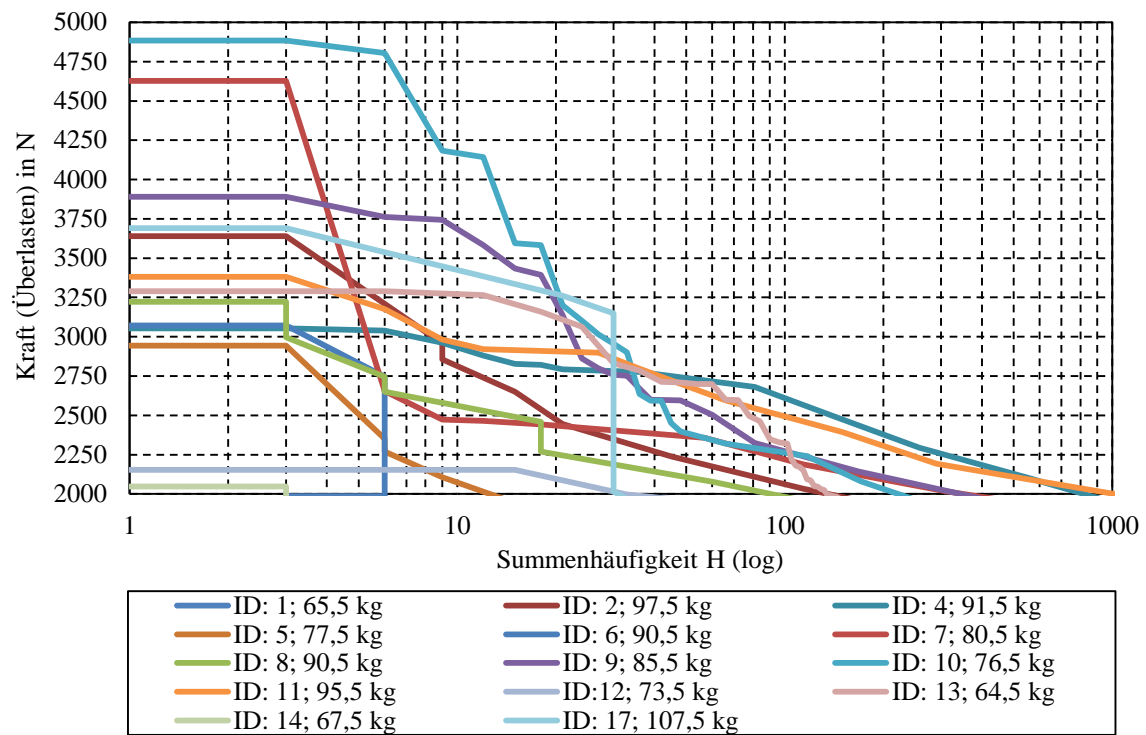


Abb. 192: Anzahl probandenabhängiger Überlasten der resultierenden Kraft $F_{\text{Betrag}} > 2000 \text{ N}$, extrapoliert auf drei Jahre Nutzungsdauer

A4. Regressionsfunktionen der Belastungs- und Überlastkollektive

Die mathematische Regression dient der Annäherung eines Kurvenverlaufs an einen durch einzelne Punkte beschriebenen Zusammenhang der Eingangsgröße x und deren Ausgangsgröße $f(x)$. Die Ausgangsgröße $f(x)$ kann somit für beliebige Werte der Eingangsgröße x bestimmt werden. Zur Beurteilung der Güte der Regression wird das Bestimmtheitsmaß R^2 eingeführt. R^2 kann Werte zwischen null und eins annehmen. Bei einer bestmöglichen Regression erreicht das Bestimmtheitsmaß den Wert eins.

Ebenenmoment-Kollektive:

$$f_1(x) = k_G \cdot k_{Ae} \cdot (a \cdot x^9 + b \cdot x^6 + c \cdot x^3 + d \cdot x^2 + e \cdot x + f) \quad (A-23)$$

$$f_2(x) = k_G \cdot k_{Ae} \cdot (a \cdot x^3 + b \cdot x^2 + c \cdot x + d) \quad (A-24)$$

$$f_3(x) = k_G \cdot k_{Ae} \cdot (a \cdot x^6 + b \cdot x^5 + c \cdot x^4 + d \cdot x^3 + e \cdot x^2 + f \cdot x + g) \quad (A-25)$$

Koeffizient	a	b	c	d	e	f	g	R ²
Front. max. ID 7	-1,6·10 ⁻⁵⁸	3,224·10 ⁻³⁸	-3,811·10 ⁻¹⁸	1,268·10 ⁻¹¹	-0,000017	62,69	-	0,959
Sag. max. ID 12	-6,171·10 ⁻¹⁹	1,85·10 ⁻¹²	-6,022·10 ⁻⁶	78,19	-	-	-	0,993
Trans. max., ID 12	-5,964·10 ⁻³⁸	8,296·10 ⁻³¹	-4,323·10 ⁻²⁴	1,037·10 ⁻¹⁷	1,167·10 ⁻¹¹	3,898·10 ⁻⁶	24,89	0,995
Wertebereich	0 < x < i			i ≤ x ≤ j		x > j		
Front. max. ID 7	i = 192720; f ₁ (x) = 61			j = 4997580; f ₁ (x)		f ₁ (x) = 0		
Sag. max. ID 12	i = 506985; f ₂ (x) = 77			j = 5224245; f ₂ (x)		f ₂ (x) = 0		
Trans. max., ID 12	i = 506985; f ₃ (x) = 25			j = 5224245; f ₃ (x)		f ₃ (x) = 0		
k _{Ae} für Front.	<div>bis 60 kg: $k_{Ae}(x) = 1 - \frac{0,163}{420 \text{ mm}} \cdot x$</div> <div>bis 80 kg: $k_{Ae}(x) = 1 - \frac{0,375}{420 \text{ mm}} \cdot x$</div> <div>bis 175 kg: $k_{Ae}(x) = 1 - \frac{0,371}{420 \text{ mm}} \cdot x$</div> <div>x entspricht Abstand von K_e zu A_e in mm</div> <div>Für die Berechnung des Skalierungsfaktors K_{Ae} wird nach ISO 10328 jeweils der Wert aus PLB I und PLB II für das Frontalmoment angenommen, aus welchem die größten Momente in A_e resultieren. Die Drehrichtung des Moments findet hierbei keine Berücksichtigung.</div>							
k _{Ae} für Sag.	<div>bis 60 kg: $k_{Ae}(x) = 1 + \frac{0,691}{420 \text{ mm}} \cdot x$</div> <div>bis 80 kg: $k_{Ae}(x) = 1 + \frac{0,691}{420 \text{ mm}} \cdot x$</div> <div>bis 175 kg: $k_{Ae}(x) = 1 + \frac{0,667}{420 \text{ mm}} \cdot x$</div> <div>x entspricht Abstand von K_e zu A_e in mm</div>							
k _{Ae} für Trans.	Für Transversalmoment gilt k _{Ae} = 1							

Tabelle 27: Regressionsfunktionen der Ebenenmoment-Kollektive in K_e für Sagittal-, Frontal- und Transversalmoment, normiert auf 100 kg Körpergewicht, extrapoliert auf eine Nutzungsdauer von drei Jahren (zur Erklärung von k_G und k_{Ae} vgl. Kapitel 4.5)

Überlastkollektive:

$$f_1(x) = a \cdot \ln(x) + b \cdot x^3 + c \cdot x^2 + d \cdot x + e \quad (A-26)$$

$$f_2(x) = a \cdot \ln(x) + b \quad (\text{A-27})$$

$$f_3(x) = a \cdot \ln(x) + b \cdot x^3 + c \cdot x + d \quad (\text{A-28})$$

$$f_4(x) = a \cdot \ln(x) + b \cdot x^4 + c \cdot x^3 + d \cdot x^2 + e \cdot x + f \quad (\text{A-29})$$

Koeffizient	a	b	c	d	e	f	g	R ²
Betrag Front. min. ID 11	6,78376	-1,169 · 10 ⁻⁷	0,000396	-0,448437	207,077	-	-	0,941
Betrag Sag. min. ID 2	18,775237	0,850614	-	-	-	-	-	0,851
Trans. max., ID 12	-2,238385	-3,227 · 10 ⁻¹⁵	0,00005	45,52	-	-	-	0,915
Trans. max., ID 2	-5,717594	-5,731 · 10 ⁻¹⁴	9,531 · 10 ⁻¹⁰	-5,075 · 10 ⁻⁶	0,00859	72,47	-	0,959
Wertebereich	0 < x < i		i ≤ x ≤ j			x > j		
Betrag Front. min. ID 11	i = 3; f ₁ (x) = 215		j = 1890; f ₁ (x)			f ₁ (x) = 0		
Betrag Sag. min. ID 2	i = 3; f ₂ (x) = 238		j = 122097; f ₂ (x)			f ₂ (x) = 0		
Trans. max., ID 12	i = 3; f ₃ (x) = 44,1		j = 162393; f ₃ (x)			f ₃ (x) = 0		
Trans. max., ID 2	i = 3; f ₄ (x) = 65,2		j = 8580; f ₄ (x)			f ₄ (x) = 0		

Tabelle 28: Regressionsfunktionen der Überlastkollektive in K_e für Sagittal-, Frontal- und Transversalmoment, extrapoliert auf eine Nutzungsdauer von drei Jahren

Summenmomentkollektive:

$$f_1(x) = k_G \cdot k_{Ae} \cdot (a \cdot \ln(x) + b \cdot x^4 + c \cdot x^2 + d) \quad (\text{A-30})$$

$$f_2(x) = k_G \cdot k_{Ae} \cdot (a \cdot x^5 + b \cdot x^4 + c \cdot x^3 + d \cdot x^2 + e \cdot x + f) \quad (\text{A-31})$$

$$f_3(x) = k_G \cdot k_{Ae} \cdot (a \cdot x^3 + b \cdot x^2 + c \cdot x + d) \quad (\text{A-32})$$

Koeffizient	a	b	c	d	e	f	g	R ²
MOBIS 2	-3,1823	-3,719 · 10 ⁻²⁴	-1,417 · 10 ⁻¹¹	75,6879	-	-	-	0,955
MOBIS 3	-9,012 · 10 ⁻³⁰	5,872 · 10 ⁻²³	-1,375 · 10 ⁻¹⁶	1,436 · 10 ⁻¹⁰	-0,00008	86,139	-	0,968
MOBIS 4	-3,836 · 10 ⁻¹⁸	2,39 · 10 ⁻¹¹	-0,000054	84,07	-	-	-	0,986
ID 12	-1,293 · 10 ⁻¹⁸	6,897 · 10 ⁻¹²	-0,000014	88,10				0,930
Wertebereich	0 < x < i			i ≤ x ≤ j		x > j		
MOBIS 2	i = 3; f ₁ (x) = 72			j = 1119078; f ₁ (x)		f ₁ (x) = 0		
MOBIS 3	i = 3; f ₂ (x) = 86			j = 2896457; f ₂ (x)		f ₂ (x) = 0		
MOBIS 4	i = 3; f ₃ (x) = 86			j = 3954306; f ₃ (x)		f ₃ (x) = 0		
ID 12	i = 3; f ₃ (x) = 86			j = 5223150; f ₃ (x)		f ₃ (x) = 0		
k _{Ae} für Front. und Sag.	bis 60 kg: $k_{Ae}(x) = 1 + \frac{0,462}{420 \text{ mm}} \cdot x$							
	bis 80 kg: $k_{Ae}(x) = 1 + \frac{0,496}{420 \text{ mm}} \cdot x$							
	bis 175 kg: $k_{Ae}(x) = 1 + \frac{0,521}{420 \text{ mm}} \cdot x$							
	x entspricht Abstand von K _e zu A _e in mm							
k _{Ae} für Trans.	Für Transversalmoment gilt k _{Ae} = 1							

Tabelle 29: Summenmomente für MOBIS 2-4 (Log-Normalverteilung) und ID 12 in K_e, normiert auf 100 kg Körpergewicht, extrapoliert auf eine Nutzungsdauer von drei Jahren (zur Erklärung von k_G, k_{Ae}, vgl. Kapitel 4.5)

Koeffizient	a	b	c	d	e	f	g	R ²
MOBIS 2	-3,174	$-1,999 \cdot 10^{-24}$	$-8,983 \cdot 10^{-12}$	75,681	-	-	-	0,954
MOBIS 3	$-5,795 \cdot 10^{-30}$	$3,98 \cdot 10^{-23}$	$-9,607 \cdot 10^{-17}$	$1,002 \cdot 10^{-10}$	-0,00006	86,6	-	0,968
MOBIS 4	$-1,465 \cdot 10^{-31}$	$4,258 \cdot 10^{-25}$	$1,716 \cdot 10^{-18}$	$-3,776 \cdot 10^{-12}$	-0,00002	86,86	-	0,99
Wertebereich	$0 < x < i$		$i \leq x \leq j$			$x > j$		
MOBIS 2	$i = 3; f_1(x) = 72$		$j = 1348310; f_1(x)$			$f_1(x) = 0$		
MOBIS 3	$i = 3; f_2(x) = 86$		$j = 3142285; f_2(x)$			$f_2(x) = 0$		
MOBIS 4	$i = 3; f_2(x) = 86$		$j = 4124239; f_2(x)$			$f_2(x) = 0$		

Tabelle 30: Summenmomente für MOBIS 2-4 (Gauß-Normalverteilung) in K_e , normiert auf 100 kg Körpergewicht, extrapoliert auf eine Nutzungsdauer von drei Jahren

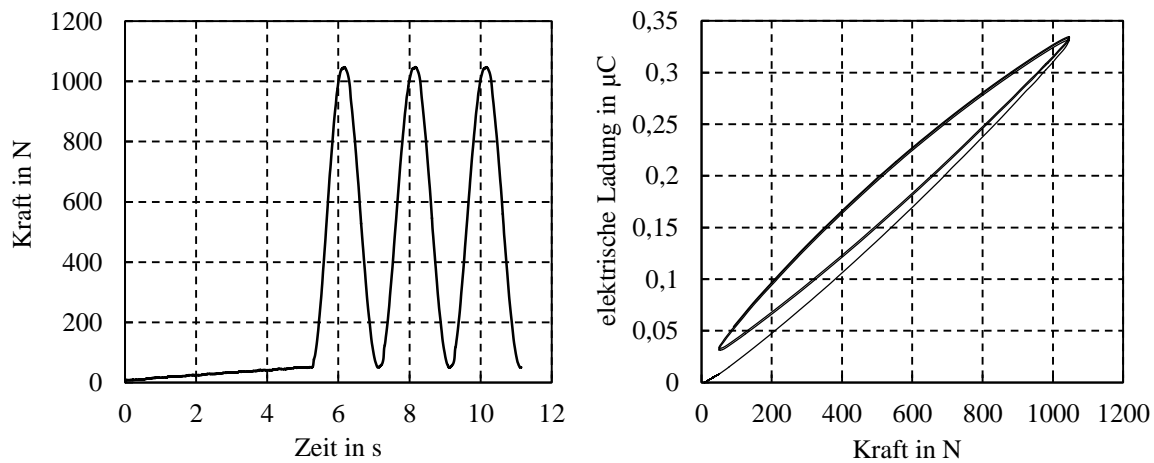
A5. Hystereseverläufe (Kraft-Ladung) für PIC 255 und PIC 181

Abb. 193: Hystereseverhalten zwischen Kraft und Ladung für PIC 255, Lastfolge 1

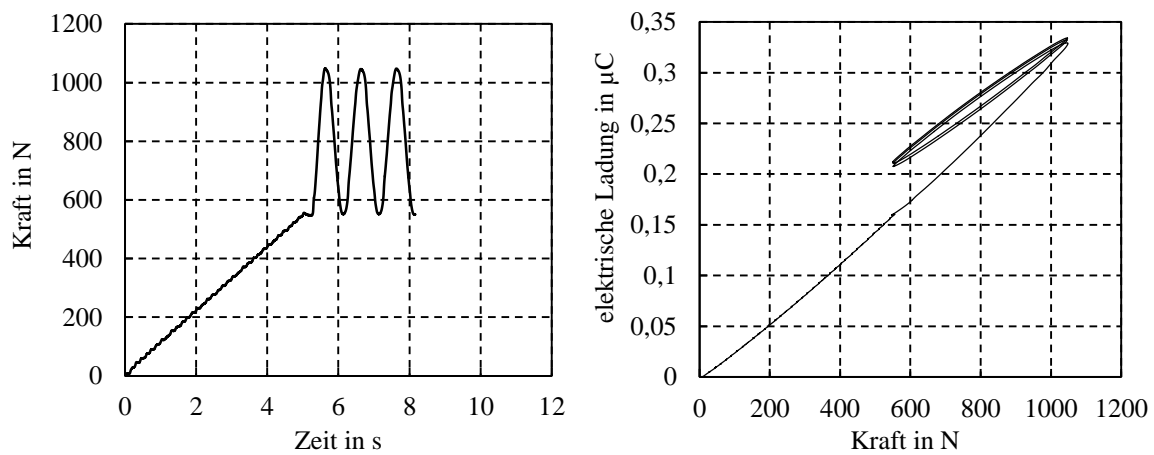


Abb. 194: Hystereseverhalten zwischen Kraft und Ladung für PIC 255, Lastfolge 2

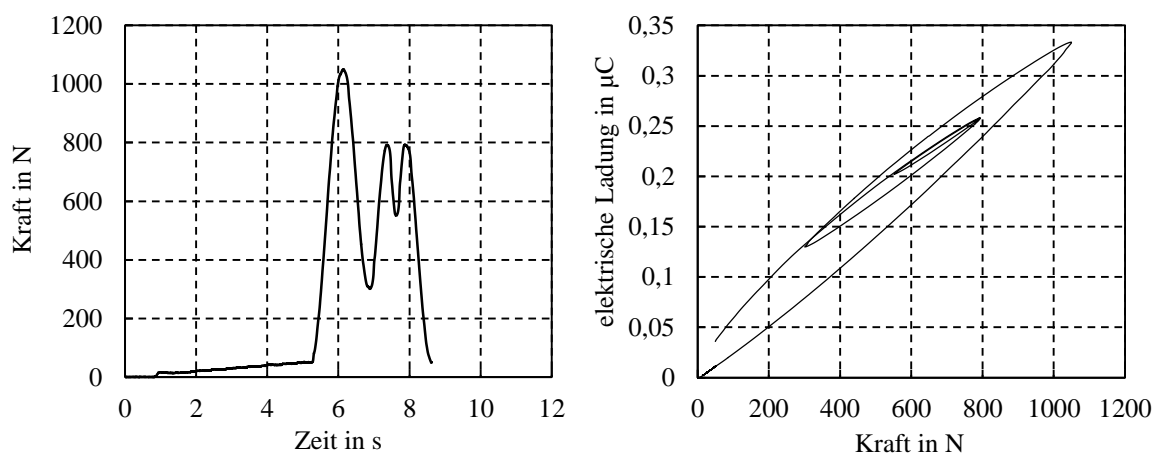


Abb. 195: Hystereseverhalten zwischen Kraft und Ladung für PIC 255, Lastfolge 3

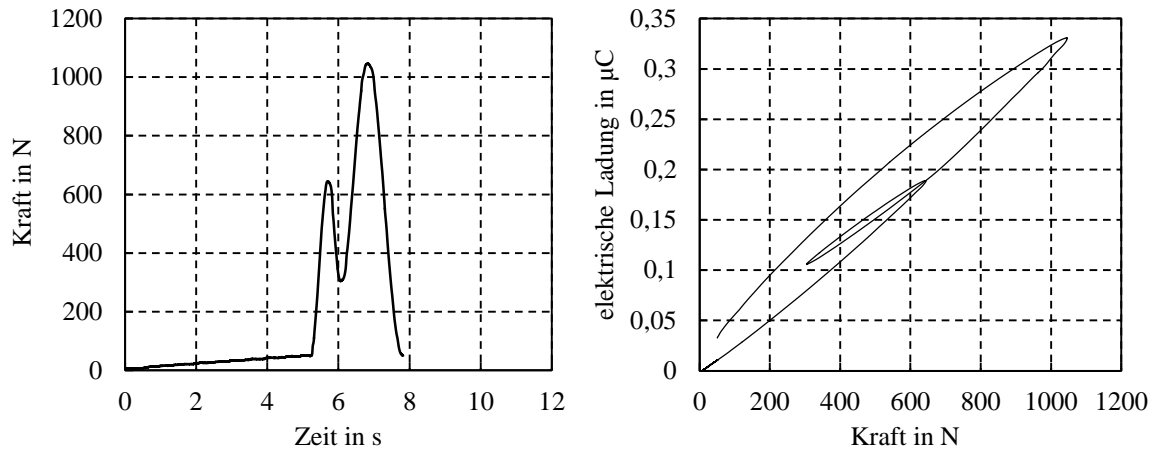


Abb. 196: Hystereseverhalten zwischen Kraft und Ladung für PIC 255, Lastfolge 4

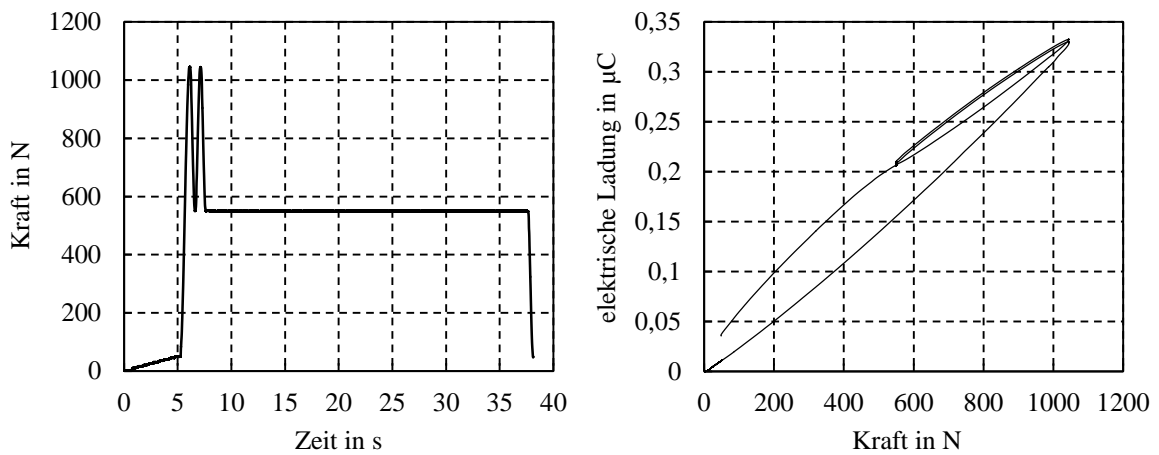


Abb. 197: Hystereseverhalten zwischen Kraft und Ladung für PIC 255, Lastfolge 5

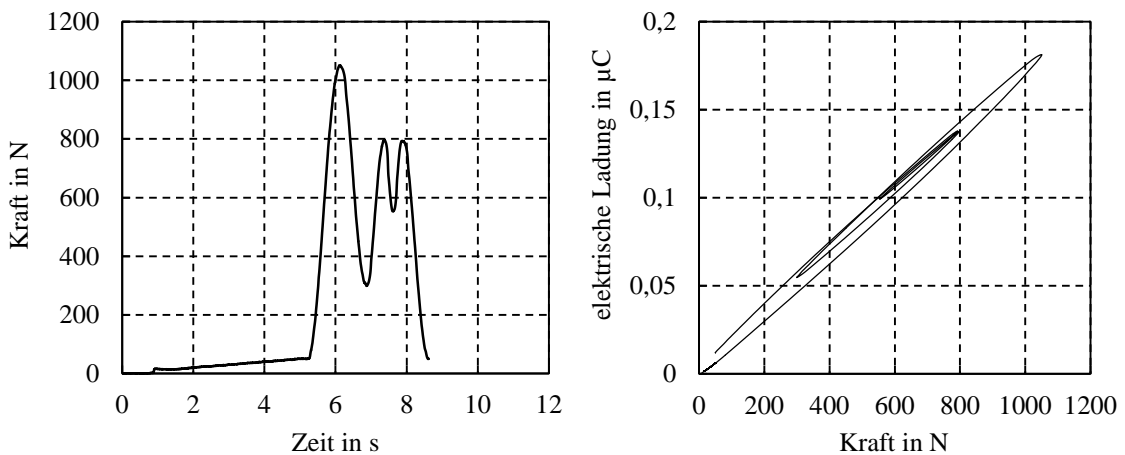


Abb. 198: Hystereseverhalten zwischen Kraft und Ladung für PIC 181, Lastfolge 3

A6. Hysteresis-Kompensationsalgorithmus von Ladung und Kraft

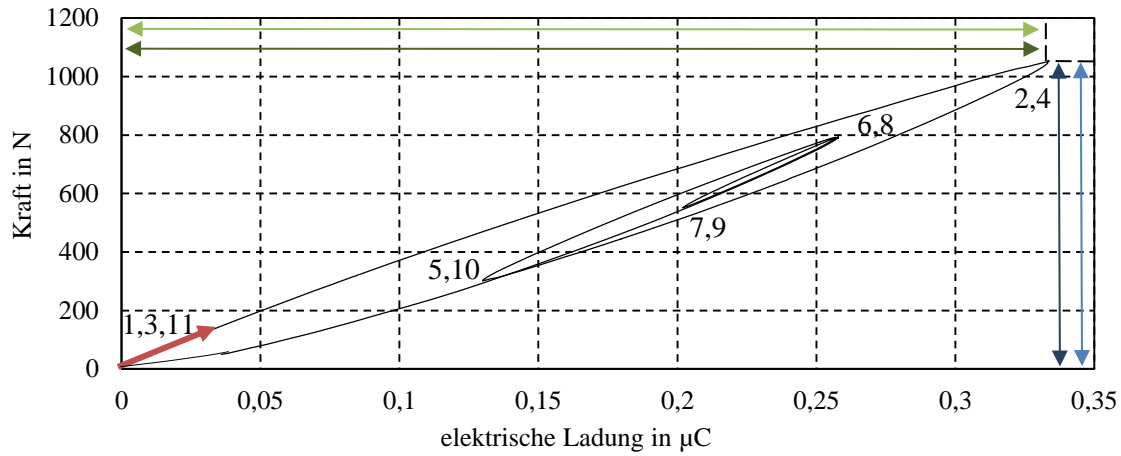
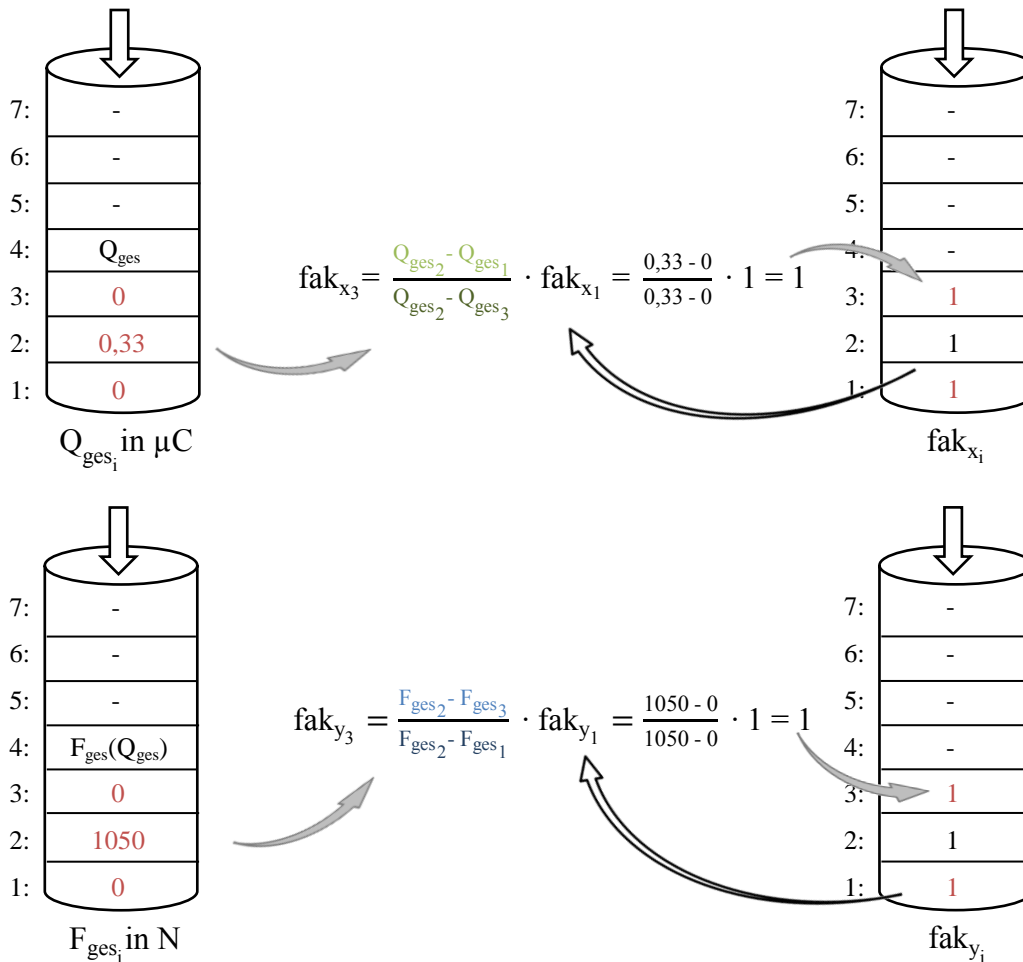


Abb. 199: Hysteresis zwischen Ladung und Kraft, PIC 255, Belastungspfad 3-4



$$\begin{aligned}
 \text{Daraus folgt: } F_{ges}(Q_{ges}) &= F_{ges_3} + f_3(Q_{ges} - Q_{ges_3}) \\
 &= F_{ges_3} + fak_{y_3} \cdot f_{auf}(fak_{x_3} \cdot (Q_{ges} - Q_{ges_3})) \\
 &= f_{auf}(Q_{ges})
 \end{aligned}$$

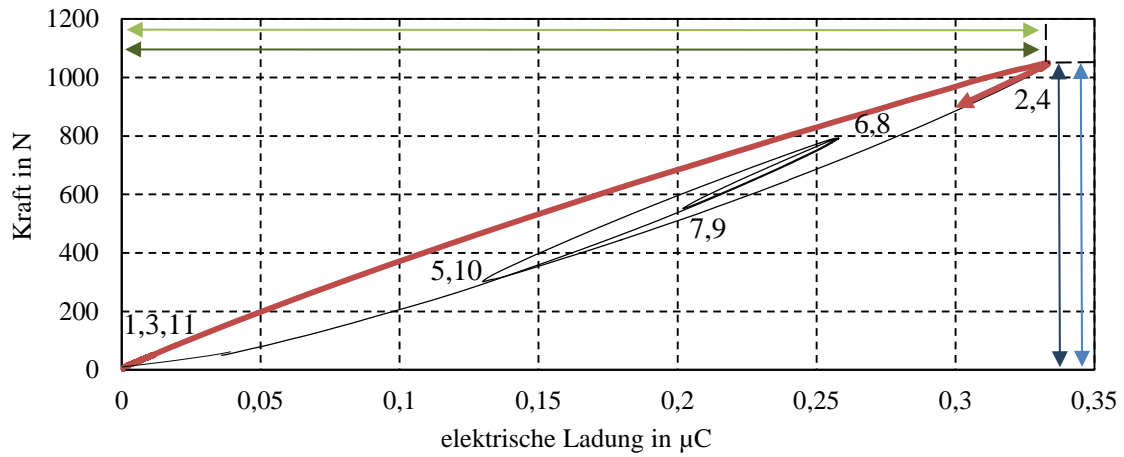
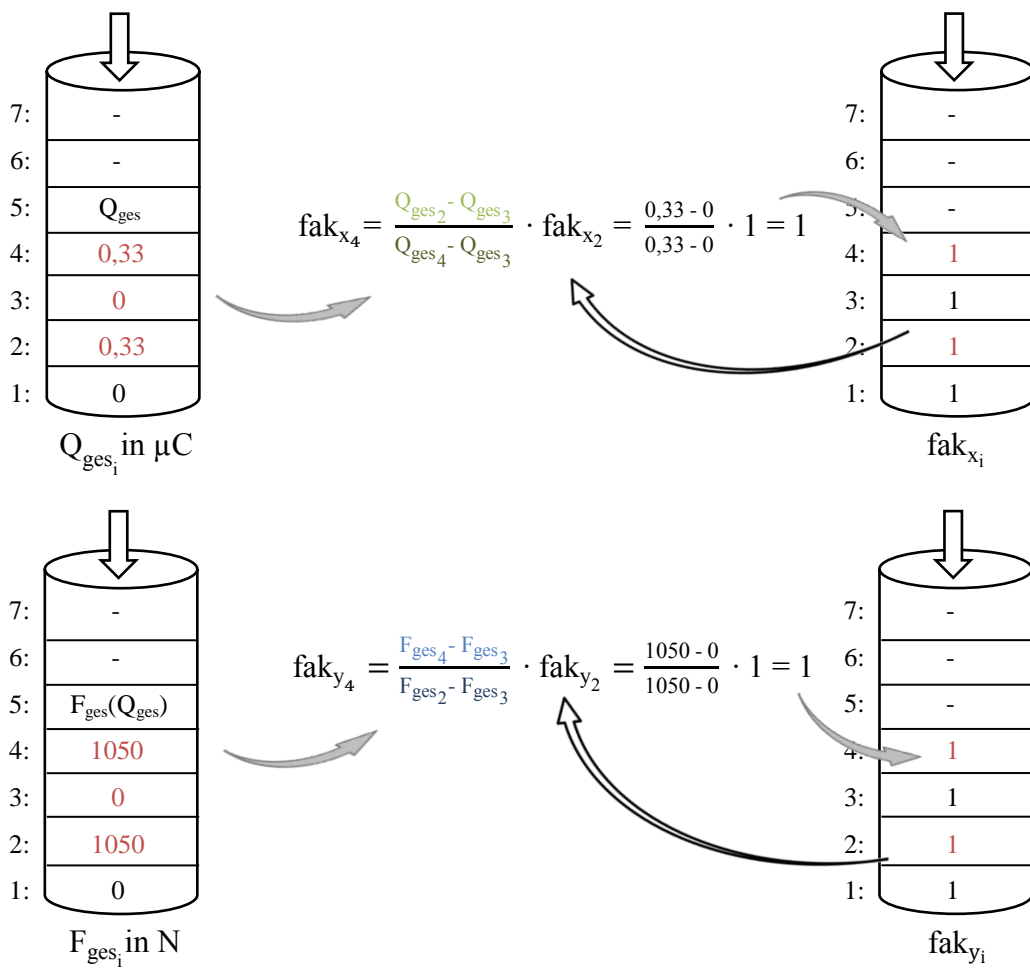


Abb. 200: Hysterese zwischen Ladung und Kraft, PIC 255, Belastungspfad 4-5



Daraus folgt: $F_{ges}(Q_{ges}) = F_{ges4} + f_4 \left(\frac{Q_{ges2} - Q_{ges3}}{fak_{x4}} + Q_{ges} - Q_{ges4} \right) - f_4 \left(\frac{Q_{ges2}}{fak_{x4}} \right)$

$$= F_{ges4} + fak_{y4} \cdot \left[f_{ab}(Q_{ges2} + fak_{x4} \cdot (Q_{ges} - Q_{ges4})) - f_{ab}(Q_{ges2}) \right]$$

$$= 1050 \text{ N} + \left[f_{ab}(Q_{ges}) - f_{ab}(0,33) \right]$$

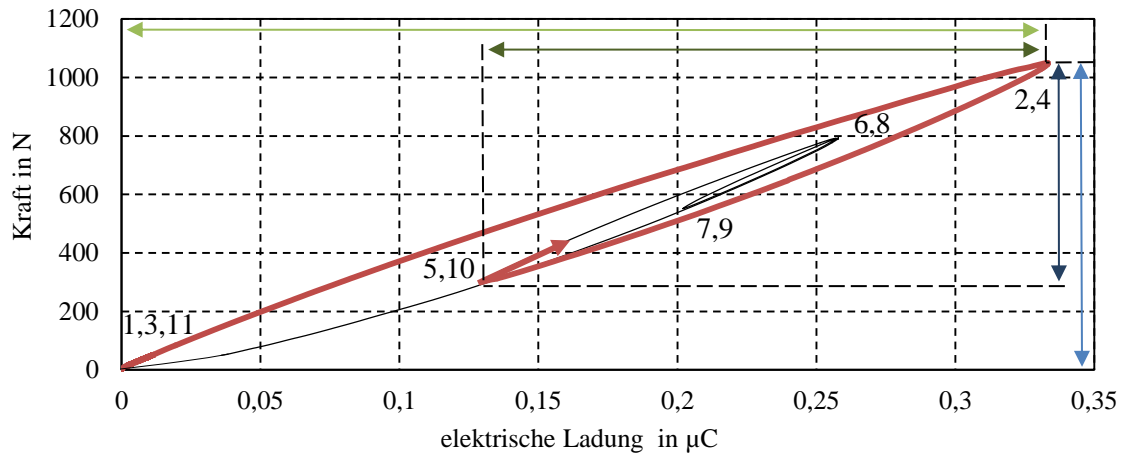
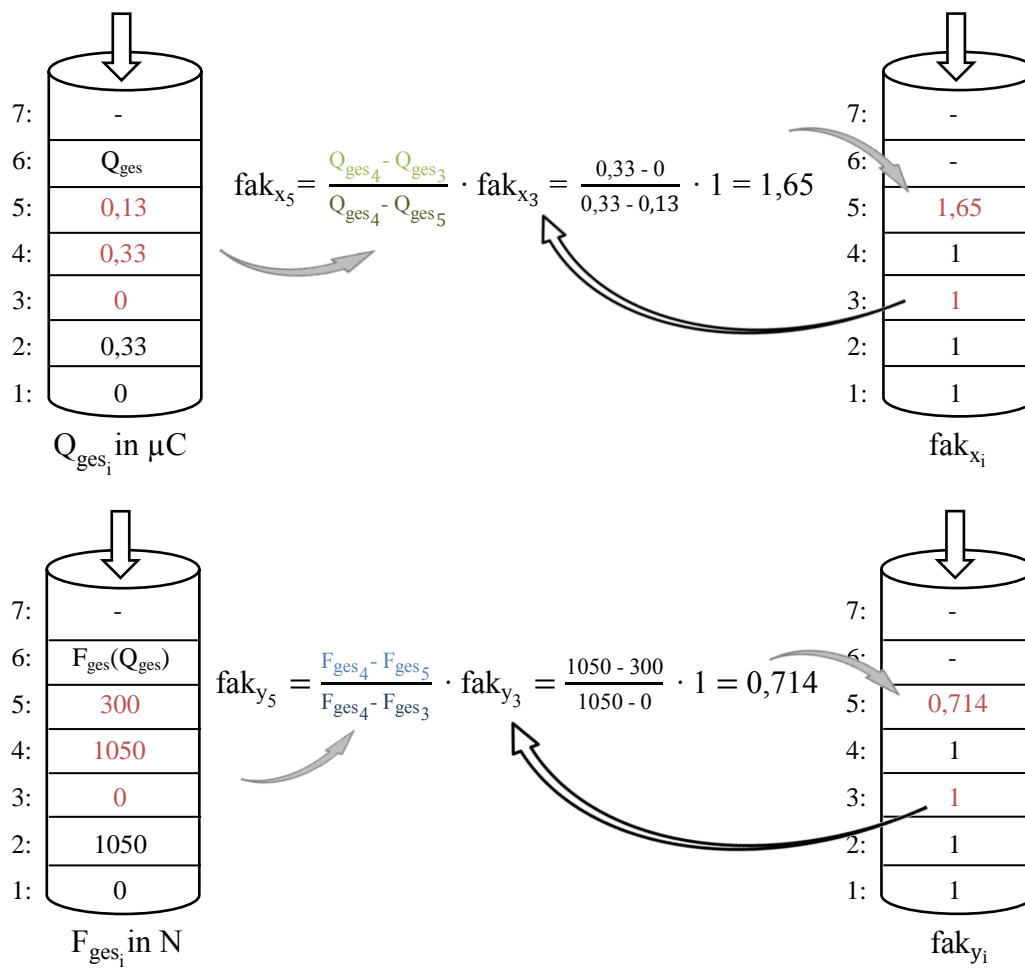


Abb. 201: Hysterese zwischen Ladung und Kraft, PIC 255, Belastungspfad 5-6



$$\begin{aligned}
 \text{Daraus folgt: } F_{ges}(Q_{ges}) &= F_{ges_5} + f_5(Q_{ges} - Q_{ges_5}) \\
 &= F_{ges_5} + fak_{y_5} \cdot f_{auf}(fak_{x_5} \cdot (Q_{ges} - Q_{ges_5})) \\
 &= 300 \text{ N} + 0,714 \cdot f_{auf}(1,65 \cdot (Q_{ges} - 0,13))
 \end{aligned}$$

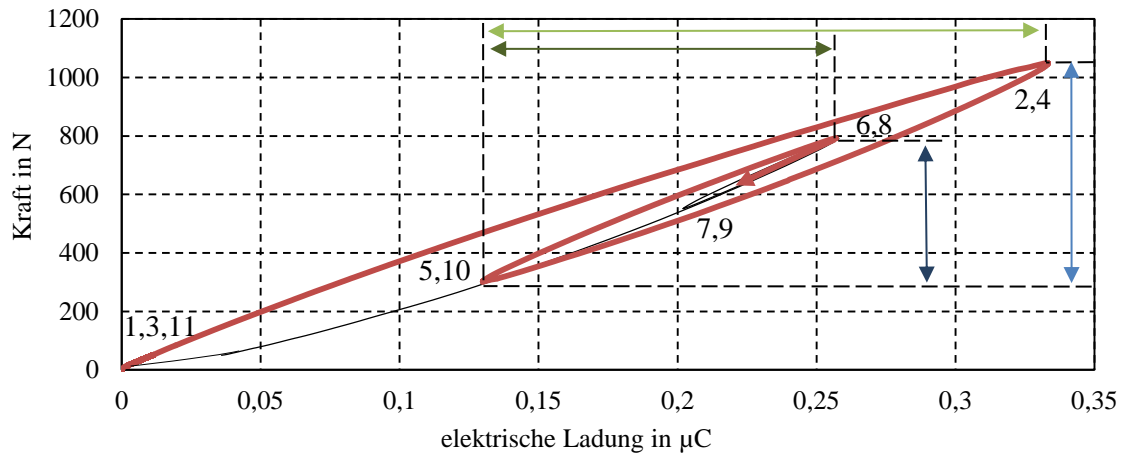
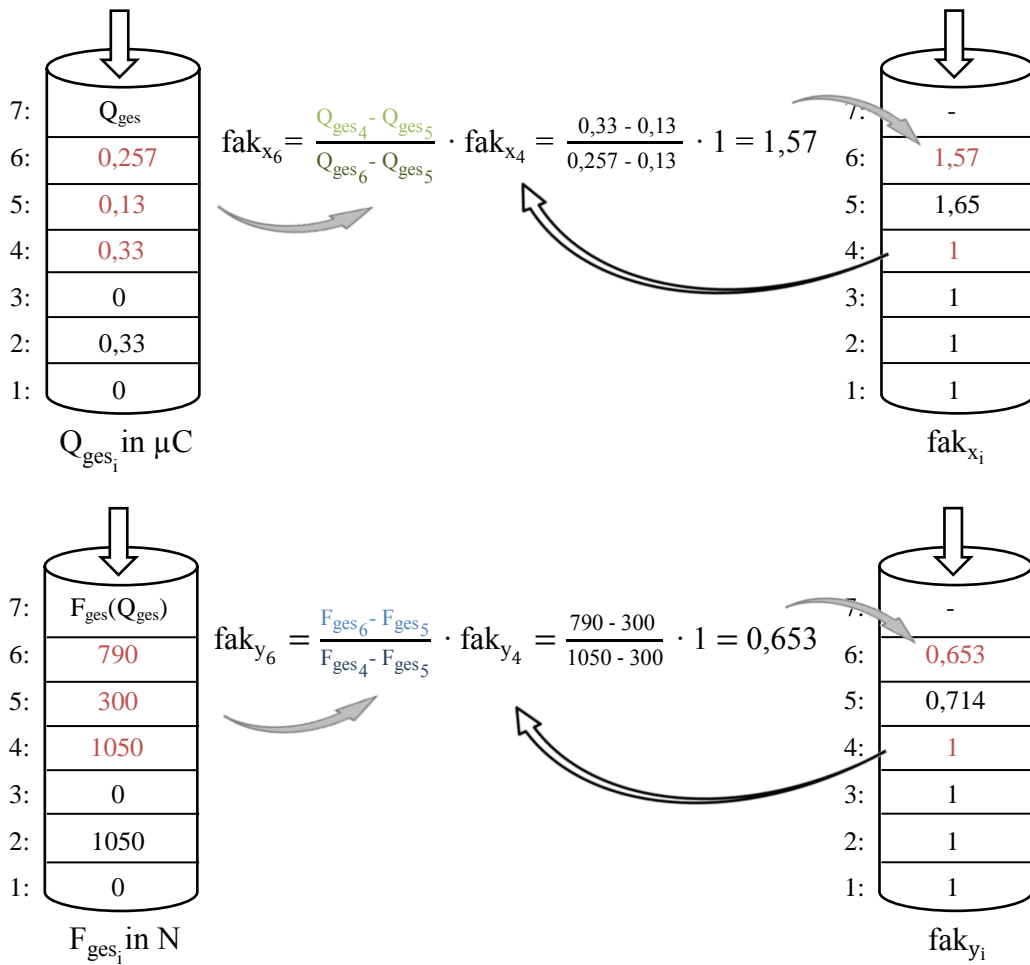


Abb. 202: Hysterese zwischen Ladung und Kraft, PIC 255, Belastungspfad 6-7



Daraus folgt:
$$F_{ges}(Q_{ges}) = F_{ges_6} + f_6\left(\frac{Q_{ges_2}}{fak_{x_6}} + Q_{ges} - Q_{ges_6}\right) - f_6\left(\frac{Q_{ges_2}}{fak_{x_6}}\right)$$

$$= F_{ges_6} + fak_{y_6} \cdot \left[f_{ab}(Q_{ges_2} + fak_{x_6} \cdot (Q_{ges} - Q_{ges_6})) - f_{ab}(Q_{ges_2}) \right]$$

$$= 790 \text{ N} + 0,653 \cdot \left[f_{ab}(-0,073 + 1,57 \cdot Q_{ges}) - f_{ab}(0,33) \right]$$

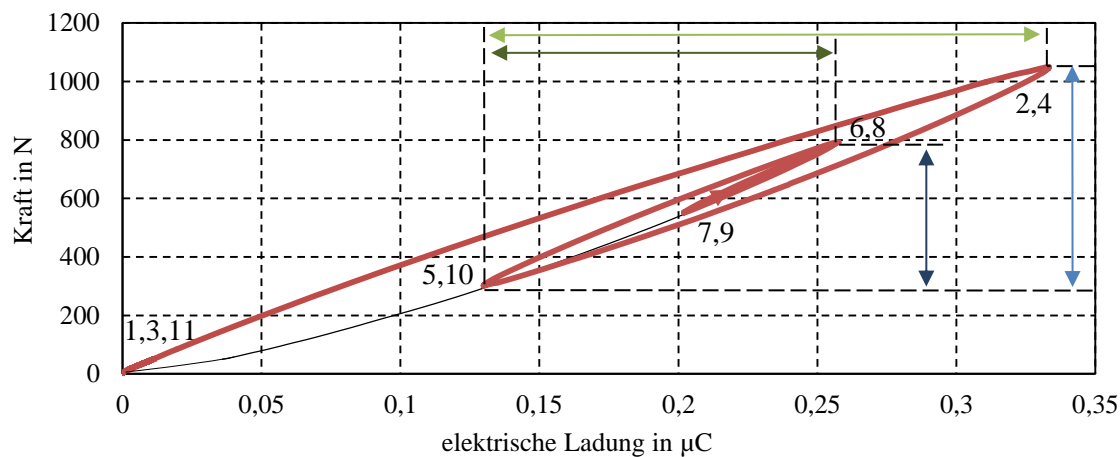
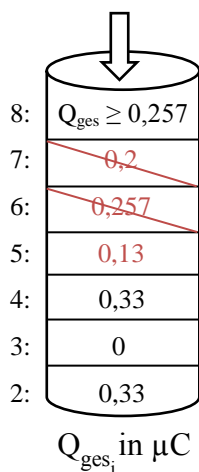
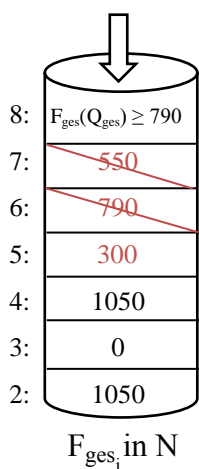
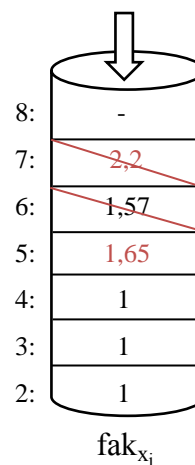
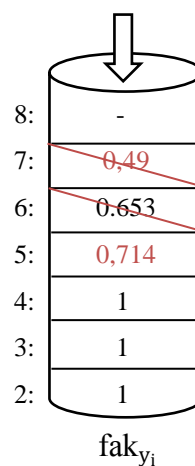


Abb. 203: Hysterese zwischen Ladung und Kraft, PIC 255, Belastungspfad 7-8

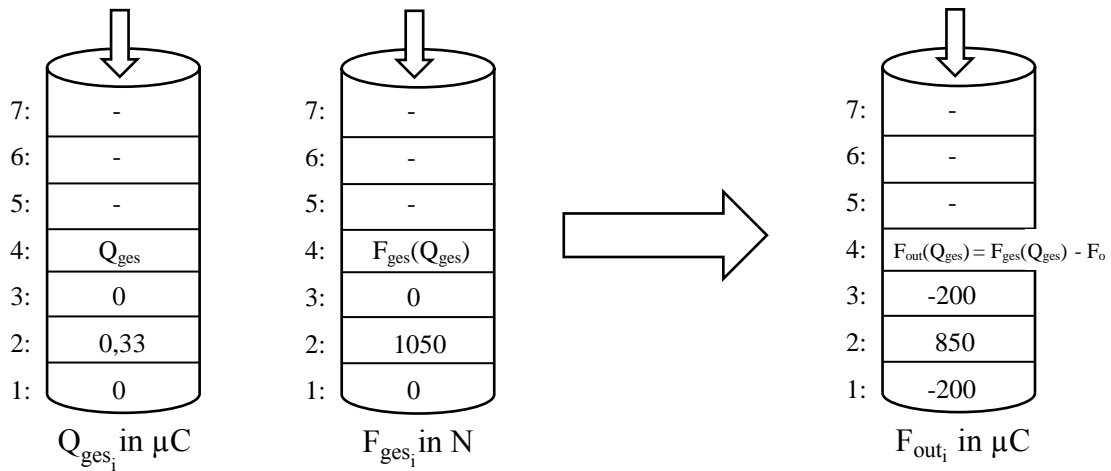
Das Wiedererreichen einer bereits zuvor im Stapel abgelegten Kraft, durch den inkrementell berechneten Kraftwert $F_{\text{ges}}(Q_{\text{ges}})$, bedeutet das Schließen der Hystereseschleife ($F_{\text{ges}}(Q_{\text{ges}}) = F_{\text{ges},i-1}$ bedeutet das Schließen der Hystereseschleife in Punkt 6 bzw. 8). Der Belastungspfad wird fortlaufend von Punkt 8 ausgehend auf Belastungspfad 5-6 weiter entwickelt, was das Löschen der jeweils letzten zwei Stapeleinträge zur Folge hat.

Keine Neuberechnung von fak_{x_5} notwendigKeine Neuberechnung von fak_{y_5} notwendig

Daraus folgt: siehe Funktion des Belastungspfades 5-6, vgl. Abb. 201

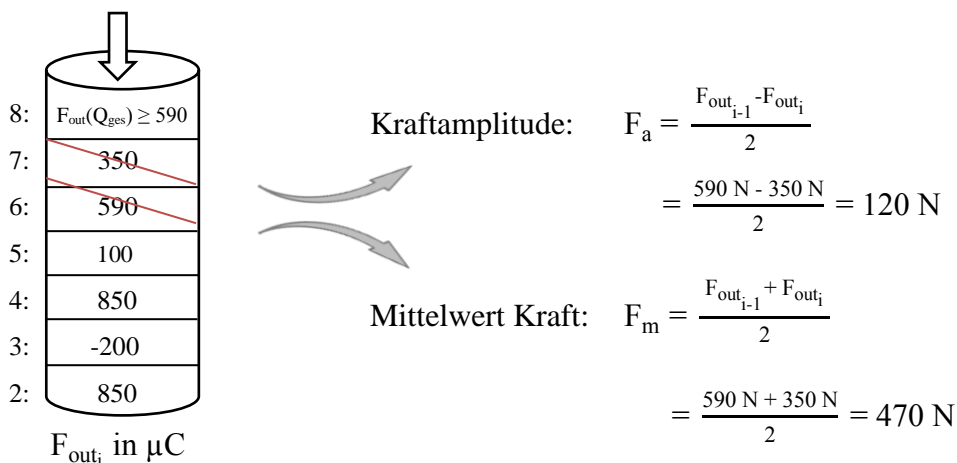
Mechanische Vorspannung

Unter mechanischer Vorspannung erfolgt die Verschiebung der Kraft-Ladungs-Hysterese in den negativen Kraft- und Ladungsbereich. Als Beispiel wird eine mechanische Vorspannung von $F_0 = 200 \text{ N}$ ausgewählt, die Ladung ergibt sich zu $Q_0 = 0,05 \text{ } \mu\text{C}$. Q_0 und F_0 werden als Startwerte der inkrementellen Berechnung von Q_{ges} und $F_{\text{ges}}(Q_{\text{ges}})$ festgelegt. Die Berechnung der Stauchungsfaktoren kann somit unabhängig von der Vorspannung stapelabhängig durchgeführt werden.



Durch das Einführen einer weiteren Stapelgröße $F_{\text{out}}(Q_{\text{ges}})$, mit der Bedingung $F_{\text{out}}(Q_{\text{ges}}) = F_{\text{ges}}(Q_{\text{ges}}) - F_0$ ergibt sich die resultierende Kraft des Piezosensors unter Berücksichtigung der Vorspannung.

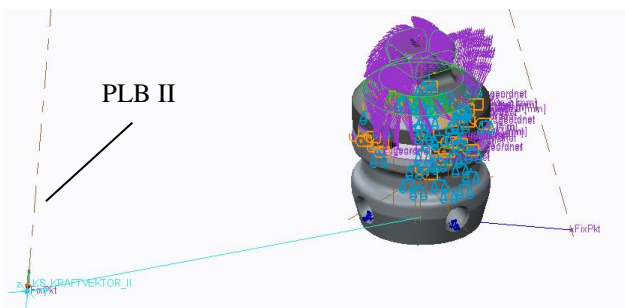
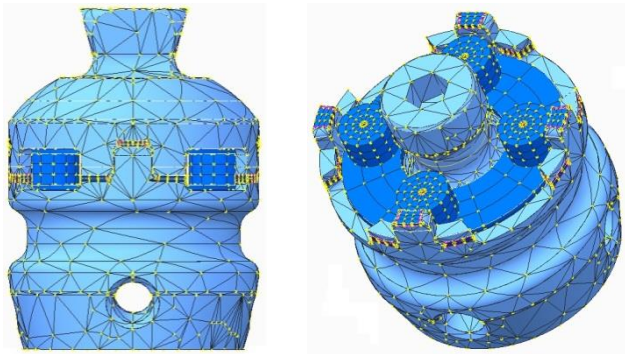
Aus dem Löschvorgang der beiden letzten Stapelinträge, welcher durch das Schließen der Hystereseschleife bedingt ist, können die Kraftamplitude und der Mittelwert der Kraft berechnet und für die Schädigungsberechnung nutzbar gemacht werden. Diese Berechnung kann ebenfalls auf Basis mechanischer Spannungen oder Momente erfolgen. Die Kraftamplitude sowie der Mittelwert der Kraft kann ebenfalls ohne Vorhandensein einer mechanischen Vorspannung berechnet werden. Die aufgeführte Berechnung ist den Formeln (2-1) und (2-2) aus Kapitel 2.1.1 entnommen.

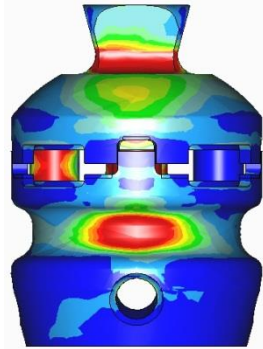
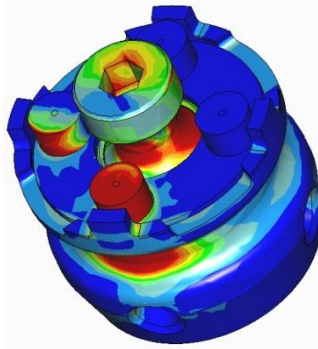
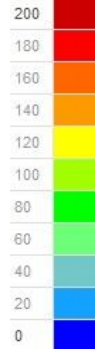
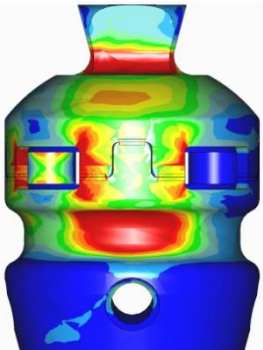
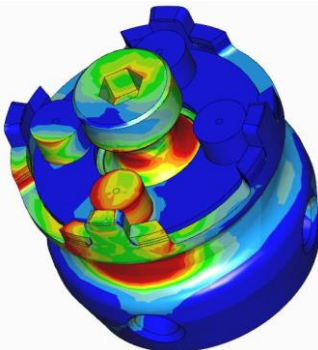
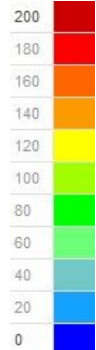

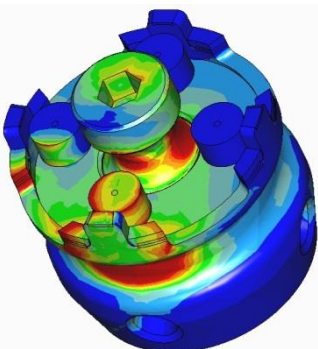
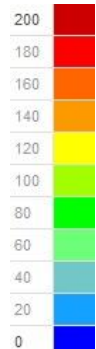
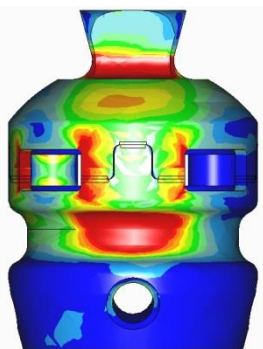
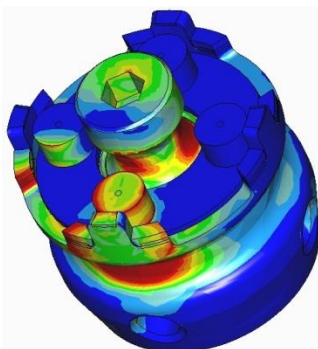
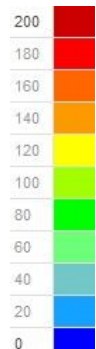
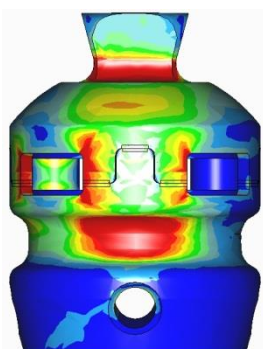
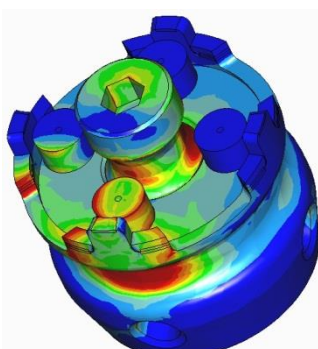
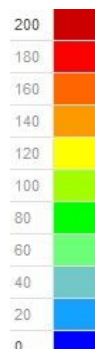


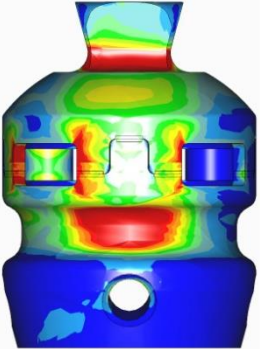
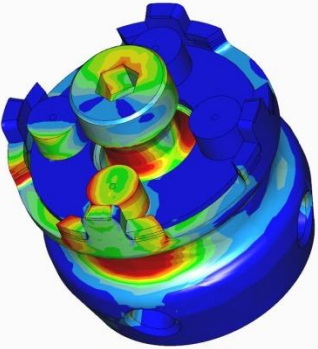
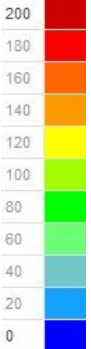

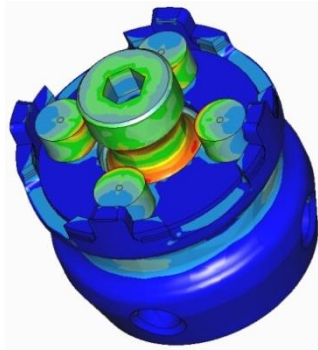
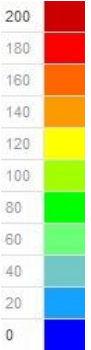
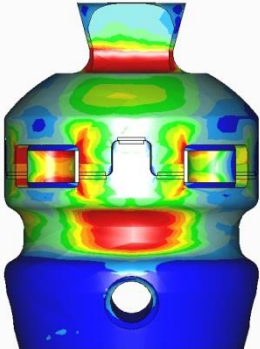
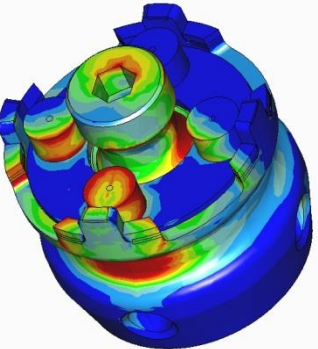
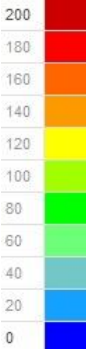

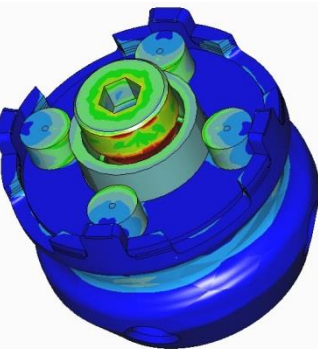
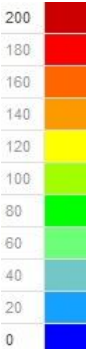
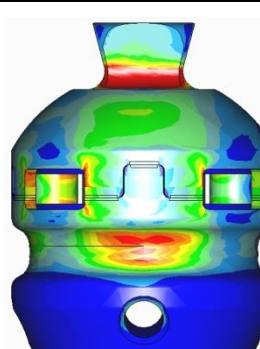
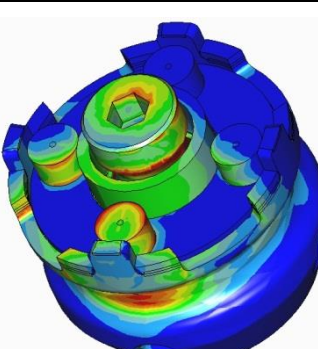
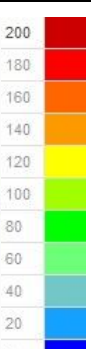
A7. Ergebnisse FE-Analyse

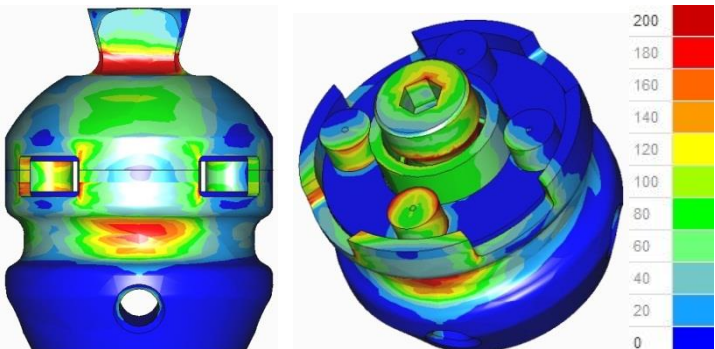
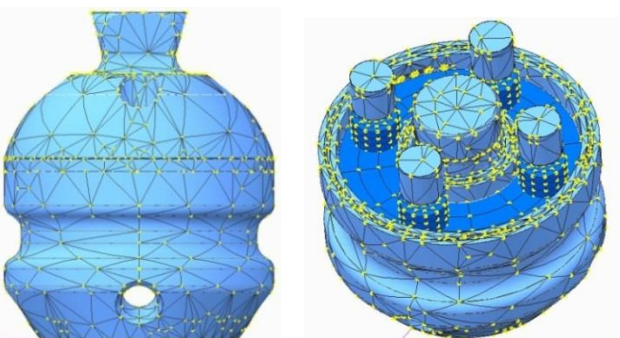
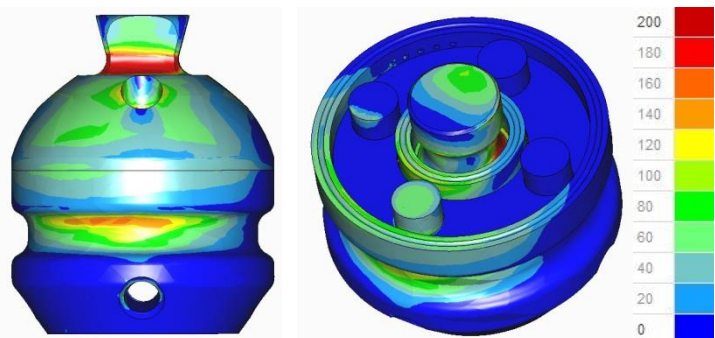
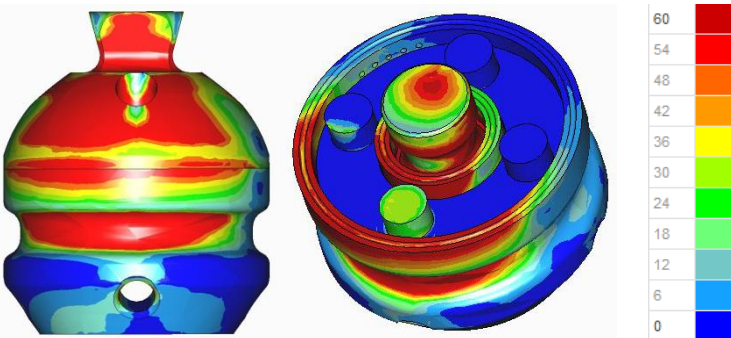
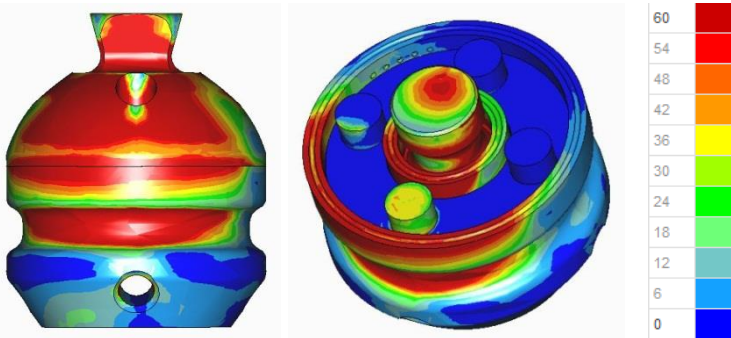
Werkstoff	Zusammensetzung	Bezeichnung	E-Modul in GPa	Querkon- traktion
Aluminium	AlCuMg1	EN AW-2017A	72	0,33
Stahl	X14CrMoS14	-	199,95	0,27
Titan	-	-	106,87	0,34
PIC 181	PZT	PI Ceramics PIC 181	70,921	0,34
PIC 255	PZT	PI Ceramics PIC 255	48,309	0,34
Leiterplatte	-	-	8,3	0,4
Stützelemente Nr. 1	Partiell aromatisches Polyamid mit 60 Gew.-% Glasfaseranteil	Grivory G VX-6H	22	0,3
Stützelemente Nr. 2	Polyamid 12 mit 50 Gew.-% Glasfaseranteil	Grilamid LV-5H	11,5	0,3

Tabelle 31: Daten für FE-Simulation [Cer 11], [Ems 11], [Ems 03], [Ptc 13], [Mül o.J.]

Nr.	Konfiguration PLB II, PBG 7 Einbauhöhe A _e	Spannung in Struktur
R1	Randbedingungen	
V1	Vernetzung	 <p>Netzelemente: Tetraeder und Quader Netzgröße: iterativ bestimmt</p>

1	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Al. 2017A, \varnothing 9,8 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Keine Stützelemente</p> <p>Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt</p>	 	
2	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Al. 2017A, \varnothing 9,8 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Stützelemente E-Mod.: 11500 MPa</p> <p>Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt</p>	 	
3	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Al. 2017A, \varnothing 9,8 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Stützelemente E-Mod.: 22000 MPa</p> <p>Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt</p>	 	
4	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Al. 2017A, \varnothing 10,8 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Stützelemente E-Mod.: 22000 MPa</p> <p>Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt</p>	 	
5	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Al. 2017A, \varnothing 12 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Stützelemente E-Mod.: 22000 MPa</p> <p>Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt</p>	 	

6	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Stützelemente E-Mod.: 22000 MPa</p> <p>Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt</p>	  
7	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Stützelemente E-Mod.: 22000 MPa</p> <p>Randbedingung: Nur Vorspannung 10,996 kN Kontakt</p>	  
8	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Stützelemente E-Mod.: 22000 MPa</p> <p>Randbedingung: Mit Vorspannung 10,996 kN Kontakt</p>	  
9	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255 PI-Ceramics</p> <p>Stützelemente E-Mod.: 22000 MPa</p> <p>Randbedingung: Nur Vorspannung 15,821 kN Kontakt</p>	  
10	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Stützelemente E-Mod.: 22000 MPa</p> <p>Randbedingung: Mit Vorspannung 15,821 kN Kontakt</p>	  

11	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Stützelemente E-Mod.: 22000 MPa</p> <p>Randbedingung: Mit Vorspannung 15,821 kN Kontakt</p>	
V2	<p>Vernetzung</p>	
12	<p>Material: Al. 2017A</p> <p>Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Anterior: 1862 N</p> <p>Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt</p>	
13	<p>Material: Stahl</p> <p>Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 255</p> <p>Anterior: 864 N</p> <p>Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt</p>	
14	<p>Material: Stahl</p> <p>Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm</p> <p>Piezoelemente: PIC 181</p> <p>Anterior: 975 N</p> <p>Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt</p>	

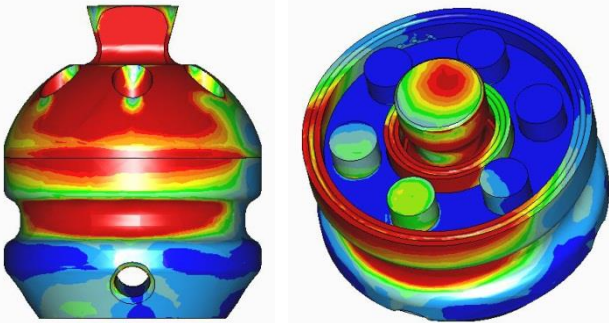
15	Material: Stahl Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm Piezoelemente: PIC 255 Anterior: 878 N Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt	
----	--	--

Tabelle 32: Ergebnisse FE-Analyse PLB II, PBG 7, Legende in MPa

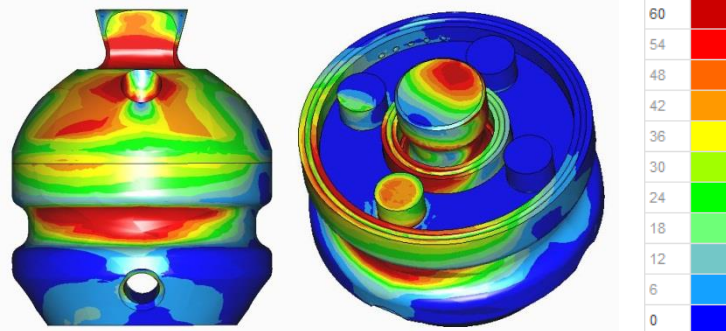
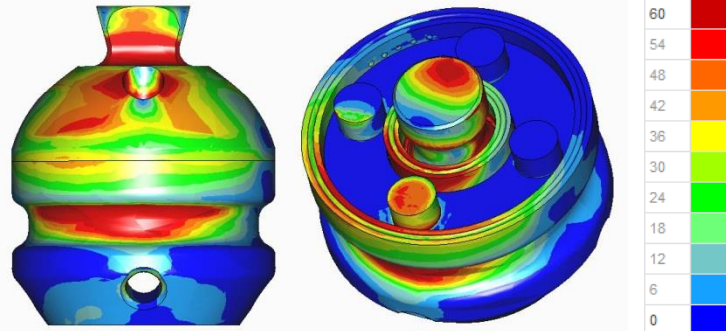
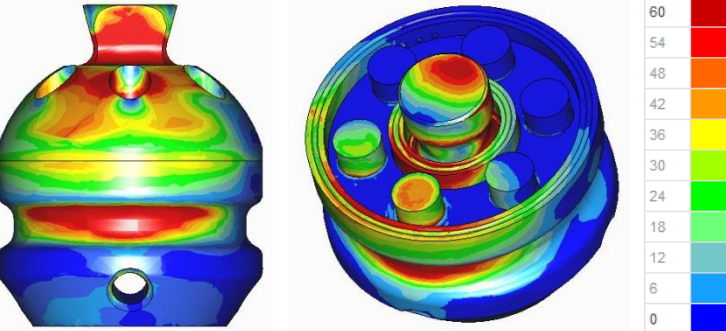
Nr.	Konfiguration PLB II, PBG 5, Einbauhöhe A _e	Spannung in Struktur
1	Material: Al. 2017A Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm Piezoelemente: PIC 255 Anterior: 1251 N Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt	
2	Material: Al. 2017A Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm Piezoelemente: PIC 181 Anterior: 1345 N Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt	
3	Material: Al. 2017A Verankerungsschraube: Titan, Ø 12 mm Piezoelemente: PIC 255 Anterior: 1241 N Randbedingung: Keine Vorspannung Kontakt	

Tabelle 33: Ergebnisse FE-Analyse PLB II, PBG 5, Legende in MPa

A8. Einfluss der Vorspannkraft auf die Hysterese und das Messsignal

In Kapitel 8.3.3 wurde ein Vergleich zwischen der Vorspannkraft der Piezosensoren zur Momenten-Ladungs-Hysterese des Messadapters gezogen. Hierbei zeigte sich, dass bereits geringe mechanische Anzugsmomente eine starke Verschiebung der Momenten-Ladungs-Hysterese zur Folge haben. Anhand einer Lastfolge wird nachstehend der negative Einfluss zu großer mechanischer Vorspannkraften auf das resultierende Messsignal beschrieben. Zur Darstellung dieser Zusammenhänge wird eine fiktive und unsymmetrische Hysterese modelliert. Die folgenden Erklärungen und Zusammenhänge sind Betz entnommen [Bet 15].

Grundsätzlich können die Nichtlinearitäten piezokeramischer Bauelemente durch den in Kapitel 5.4 vorgestellten Hysteresealgorithmus kompensiert werden. Innenliegende Schleifenäste werden hierbei durch Skalierung der äußeren Hüllkurve der Hysterese modelliert. In vorliegendem Beispiel ist die Maximalkraft dieser Hüllkurve auf 1400 N festgelegt. Anschließend wird der Piezosensor mit einer Anzugskraft von 400 N vorgespannt. Die darauffolgenden Lastwechsel visualisieren in vereinfachter Form zwei aufeinanderfolgende Schritte während des Gangzyklus. Die Lastwechsel weisen eine Schwingbreite von ca. 850 N auf. Die zeitlichen Abfolgen der Kraft- und Ladungszusammenhänge sind in Abb. 204 dargestellt.

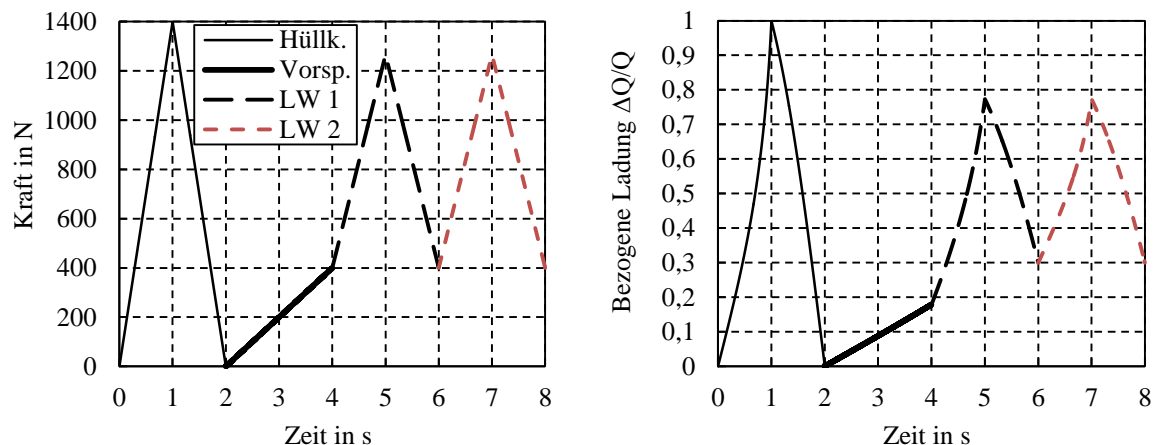


Abb. 204: Links: Aufgebrachte Kraft, mod. nach [Bet 15], rechts: Resultierende, bezogene Ladung

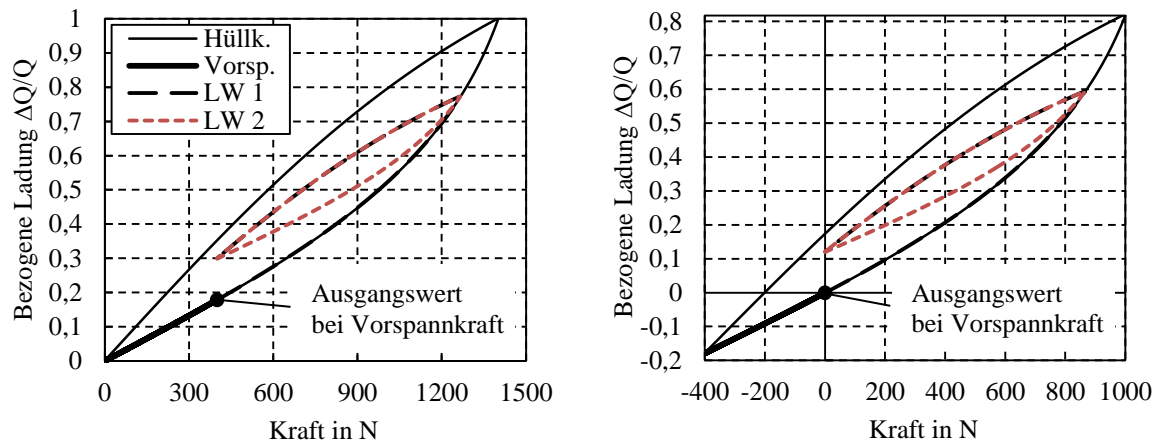


Abb. 205: Links: Kraft-Ladungs-Hysterese, mod. nach [Bet 15] rechts: Verschiebung der Kraft-Ladungs-Hysterese in den Nullpunkt

Bedingt durch die Hysterese zwischen Kraft und Ladung erreicht die Ladung des ersten LW nicht erneut den Ausgangswert der Ladung, welcher zu Beginn des ersten LW vorherrschte (vgl. Abb. 204, rechts). Dies zeigt sich insbesondere bei Betrachtung der Hysterese (vgl. Abb. 205, links).

Damit das Kraftsignal aus den Ladungswerten korrekt berechnet werden kann, muss zunächst die Kraft-Ladungs-Hysterese unter Berücksichtigung der Vorspannkraft in den Nullpunkt verschoben werden (vgl. Abb. 205, rechts). Wie in Kapitel 5 und 6 beschrieben wird, muss das Ladungssignal aufgrund der integrativen Bestimmung des Kraftsignals und zur Vermeidung von Drifteffekten regelmäßig genullt werden. Eine solche Regelmäßigkeit stellt die Schwungphase während des Gangzyklus dar. Nach Abschluss des ersten LW und somit während dem Einleiten der Schwungphase erfolgt ein solcher Nullabgleich (vgl. Abb. 206, links). Bei Betrachtung der Kraft-Ladungs-Hysterese in Abb. 206, rechts, wird die Notwendigkeit dieses Nullabgleichs besonders deutlich.

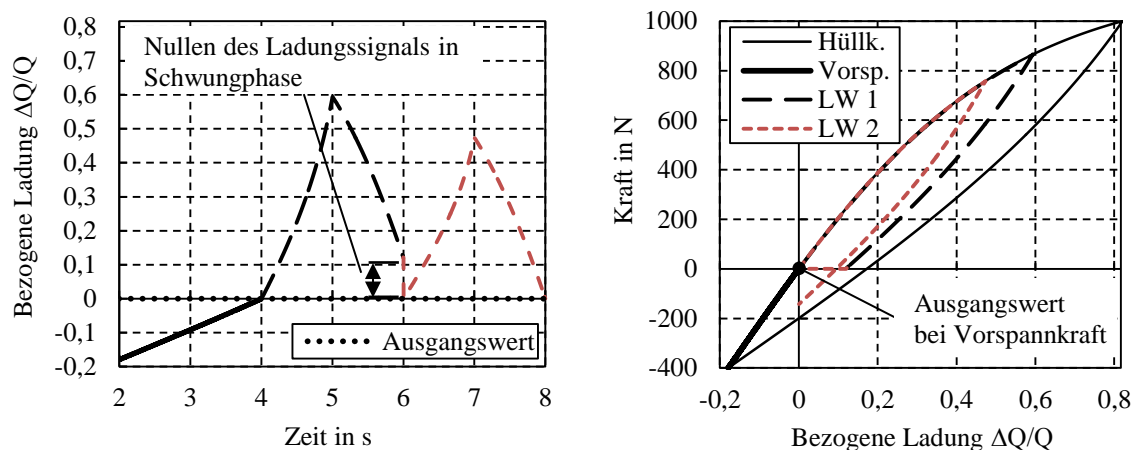


Abb. 206: Links: Nullen des Ladungssignals in der Schwungphase, mod. nach [Bet 15] rechts: Kraft-Ladungs-Hysterese mit Nullen des Ladungssignals in der Schwungphase, mod. nach [Bet 15]

Absolut gesehen erzeugt der zweite LW im Vergleich zum ersten LW aufgrund der Hysterese deutlich weniger Ladung. Im Allgemeinen kann dieser Effekt mit Hilfe des Hysteresealgorithmus korrigiert werden. Durch den Nullabgleich wird allerdings das Ladungs-

signal, bei gegebener Vorspannkraft von 400 N, nach dem ersten LW auf den Ausgangswert der Ladung verschoben. Durch dieses „künstliche“ Schließen der Hystereseschleife folgt die Kraft bei einem erneuten Ladungsanstieg der hinterlegten Funktion der äußeren Hüllkurve des aufsteigenden Hystereseseasts. Der Kraft-Ladungs-Verlauf des zweiten LW folgt hingegen in Realität einem innenliegenden Hystereseseast und folglich einer anderen Funktion. Dies ist der Grund, warum das berechnete Kraftmaximum des zweiten LW unterhalb des Kraftmaximums des ersten LW liegt, obwohl die aufgebrachten Kräfte gleiche absolute Werte zeigen. Problematisch ist auch, dass für alle weiteren Folgelasten ebenfalls zu geringe Kraftwerte berechnet werden. Abb. 207 zeigt die abweichenden Verläufe der aufgebrachten und berechneten Kraft, welche aus dem Nullabgleich der Ladungswerte resultiert.

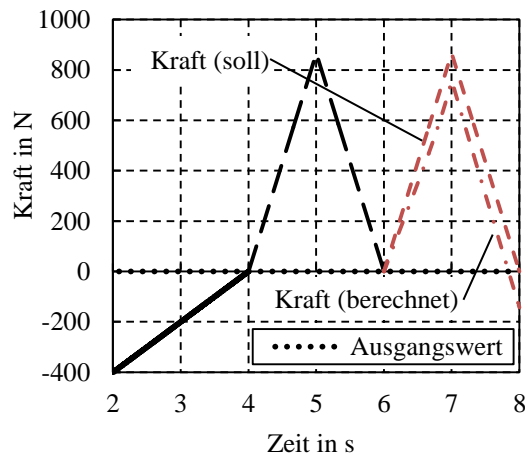


Abb. 207: Aufgebrachte Kraft (soll) und berechnete Kraft aus Ladungs-Kraft-Hysteresese mit Vorspannkraft, mod. nach [Bet 15]

Die Abweichung zwischen aufgebrachter und berechneter Kraft wird umso stärker, je größer die maximale Öffnung der Hysteresese ist. Für exakte Berechnungsergebnisse müsste zu jeder Zeit die tatsächliche Position auf dem Hystereseseast bekannt sein, welche aber aufgrund von Integrationsfehlern des Stroms nicht immer eindeutig bestimmt werden kann. Eine ausreichende Genauigkeit bei Anwendung des Hysteresesealgorithmus und gleichzeitiger Vorspannung der Piezosensoren lässt sich somit nur bedingt realisieren.

Ein verlässlicher Nullabgleich ohne größere Berechnungsfehler kann hingegen nur durch eine sehr geringe Vorspannkraft der Piezosensoren sichergestellt werden. Die Sensoren werden in der Schwingphase vollständig entlastet, wodurch nach jedem LW die Hystereseschleife geschlossen wird. Der Anfangs- und Endpunkt einer jeden Hysteresese und eines jeden LW stimmen somit überein. Aus diesem Grund sollte die Vorlast so gering wie möglich gehalten werden, um den Fehler durch den Nullabgleich zu minimieren. Anhand der Messungen in Kapitel 8.3.3 konnte folgende Faustregel definiert werden: Das Anzugsmoment, welches einem Ladungswert von 1/5 der maximalen Ladung der äußeren Hüllkurve entspricht, sollte nicht überschritten werden.

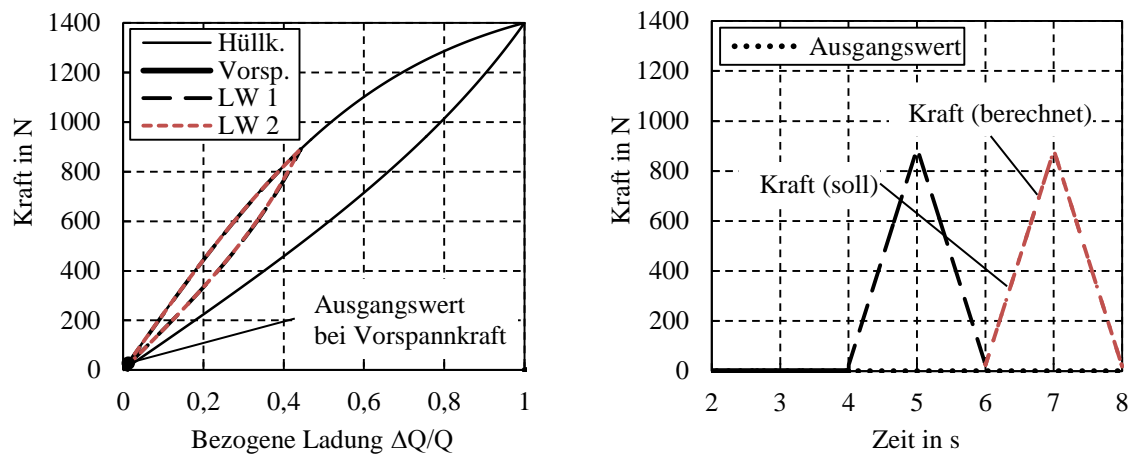


Abb. 208: Links: Kraft-Ladungs-Hysterese ohne Vorspannkraft, mod. nach [Bet 15] rechts: Aufgebrachte Kraft (soll) und berechnete Kraft aus Ladungs-Kraft-Hysterese ohne Vorspannkraft, mod. nach [Bet 15]

Abb. 208 zeigt die Hystereseverläufe sowie die aufgebrachten und berechneten Kräfte für einen derartigen Lastfall ohne bzw. mit geringer Vorspannkraft. Aus der Abbildung ist ersichtlich, dass die berechneten Kräfte sehr gut mit den aufgebrachten Kräften übereinstimmen. Durch die geringe Vorspannkraft wird sichergestellt, dass der Fehler, welcher durch den Nullabgleich und das künstliche Schließen der Hysteresen erzeugt wird, in sehr geringem Maße auftritt.

Der resultierende Fehler wird außerdem durch die Größe der Öffnung der Hysterese bestimmt. So zeigen Piezokeramiken mit geringeren Öffnungen der Hysteresen, wie PIC 181, geringere Fehler durch den Nullabgleich als Piezokeramiken mit größeren Öffnungen der Hysteresen, wie PIC 255. Im Allgemeinen kann zusammengefasst werden, dass die Vorspannkraft so gering wie möglich gehalten werden sollte, um den Fehler durch den Nullabgleich zu minimieren. Hinsichtlich des Messbereichs des Messadapters zeigt sich ein Anzugsmoment von 0,3 Nm als besonders vorteilhaft, um den Fehler durch den Nullabgleich möglichst gering zu halten (vgl. Kapitel 8.3.3).

A9. Technische Daten PIC 255 und PIC 181

Piezoelement	PIC 255	PIC 181
Durchmesser: \varnothing in mm	8	8
Höhe: h in mm	5	5
Oberfläche: A in mm ²	50,2655	50,2655
Curietemperatur	350	330
Piezoelektrische Ladungskonstante: $d_{33}^{E_1 V \sigma}$ in 10 ⁻¹² C/N	400	265
Piezoelektrische Ladungskonstante: $d_{31}^{E_1 V \sigma}$ in 10 ⁻¹² C/N	-180	-120
Piezoelektrische Ladungskonstante: $g_{33}^{\sigma V D_1}$ in 10 ⁻³ Vm/N	25	25
Piezoelektrische Ladungskonstante: $g_{31}^{\sigma V D_1}$ in 10 ⁻³ Vm/N	-11,3	-11,2
Poisson'sche Querkontraktion	0,34	0,34
Steifigkeitskonstante: $s_{33}^{E_1 V D_1}$ in 10 ⁻¹² m ² /N	20,7	14,2
Steifigkeitskonstante: $s_{11}^{E_1 V D_1}$ in 10 ⁻¹² m ² /N	16,1	11,8
Elastizitätsmodul: E in GPa	48,309	70,921
Relative Permittivitätszahl in Polungsrichtung: $\epsilon_r = \frac{\epsilon_{33}^{\sigma}}{\epsilon_0}$	1750	1200
Relative Permittivitätszahl in Polungsrichtung: $\epsilon_r = \frac{\epsilon_{11}^{\sigma}}{\epsilon_0}$	1650	1500
Spezifischer Widerstand: φ in Ω m	$>100 \cdot 10^9$	$>100 \cdot 10^9$
Innenwiderstand: R_q in Ω	$>1,6 \cdot 10^{10}$	$>1,6 \cdot 10^{10}$
Kapazität: C_q in F	$155,8 \cdot 10^{-12}$	$106,8 \cdot 10^{-12}$
Elektrische Feldkonstante: ϵ_0 in As/Vm	$8,8542 \cdot 10^{-12}$	$8,8542 \cdot 10^{-12}$

Tabelle 34: Technische Daten PIC 255 und PIC 181 (d_{33} aufgenommen bei $23 \pm 2^\circ\text{C}$) [Cer 11], komplettiert durch Widerstände nach [Bal 09]

A10. Quellcodes C# für lineare und nichtlineare Schadensakkumulation

Allgemeine Definition der Wöhlerlinie:

```
M1 = XX;           // Summenmoment in Nm bei Schwingspielzahl n1
n1 = XX;           // Schwingspielzahl n1(erster Referenzpunkt Wöhlerlinie) mit n1 < n2
M2 = XX;           // Summenmoment in Nm bei Schwingspielzahl n2
n2 = XX;           // Schwingspielzahl n2 (zweiter Referenzpunkt Wöhlerlinie) mit n2 > n1
MD = XX;           // Summenmoment bei Ecklastschwingspielzahl
nD = XX;           // Ecklastschwingspielzahl
M_Omission = XX;   // Omissionslevel Bauteilwöhlerlinie in Nm
M_break = XX;      // Summenmoment bei n=1 (Bruch)
```

```
k = Math.Log10(n2/n1)/(Math.Log10(M1/M2)); // Berechnung der Neigung k der Wöhlerlinie
```

Sonstige Variablen:

```
D_break_ISO // Ertragbare Gesamtschädigung für ISO-Verfahren für  $M < M_2$ ,  $M_2 = M_{cmax}$ 
D_eff       // effektive Schadenssumme
D_ges       // akkumulierte Gesamtschädigung
D_ges_ISO   // akkumulierte Gesamtschädigung nach ISO-Verfahren
D_ges_dyn   // akkumulierte Gesamtschädigung nach dynamischem (KF/ IMAB) Verfahren
D_ges_MAN   // akkumulierte Gesamtschädigung nach Manson
D_ges_prev  // Vorwert akkumulierte Gesamtschädigung (vorheriger Schleifendurchlauf)
D_in        // Teilschädigung
Ho          // Kollektivumfang
LV          // Lebensdauervielfaches
M_sum       // Summenmoment aus Zählalgorithmus
M_sum_prev  // Vorwert Summenmoment aus Zählalgorithmus
n_break     // Rechnerisch ertragbare Anzahl an Schwingspielen bis Bruch
n_cM        // Ertragbare Schwingspielzahl unter M, mit  $M > MD$  für Haibach
n_cM_max    // Ertragbare Schwingspielzahl unter maximalem Kollektivwert
n_cM_prev   // Vorwert ertragbare Schwingspielzahl unter M
n_hcM       // Ertragbare Schwingspielzahl unter M, mit  $M \leq MD$  für Haibach
n_M         // Anzahl an Schwingspielen
```

Quellcode C# für ISO-Verfahren

Hinweis zum ISO-Verfahren:

Nach der ISO 10328 entspricht M_2 der dynamischen Belastung M_{cmax} , welche je nach Belastungssituation Tabelle 15 entnommen werden kann. n_2 entspricht nach ISO 10328 einer Anzahl von $3 \cdot 10^6$ LW. Für M_1 wird der Wert $M_{su,lower,level}$ eingesetzt, bei $n_1 = 1$. Auf diese Weise erfolgt die Lebensdauerabschätzung sehr konservativ. Um das Verfahren zu verbessern und die rechnerische Lebensdauer zu verlängern, kann n_1 auf dem Lastniveau $M_{su,lower,level}$ bis Bruch experimentell bestimmt werden. Die erreichte Anzahl an LW wird anschließend als Variable n_1 initialisiert.

```
1    D_break_ISO = M2 * n2; // Berechnung der ertragbaren Gesamtschädigung für  $M \leq M_2$ 
2
3    if (D_ges_ISO < 1)
4    {
5        if (M_sum > M_Omission)
6        {
7            if (M_sum > M2)
8            { // Berechnung der Teilschädigung für Momente >  $M_2$  (Wöhlerlinie)
9                n_cM = n2 * Math.Pow((M_sum / M2), -k);
10               D_in = 1 / n_cM;
11            }
12
13            else
14            { // Berechnung der Teilschädigung für Momente  $\leq M_2$  (Flächenvergleich)
15                D_in = M_sum / D_break_ISO;
16            }
17
18            if (M_sum >= M_break)
19            {
20                D_ges_ISO = 1.0;
21            }
22
23            else
24            { // Akkumulation der Teilschädigungen
25                D_ges_ISO = D_ges_prev + D_in;
26                D_ges_prev = D_ges_ISO;
27            }
28        }
29    }
```

Quellcode C# für dynamisches KF- und IMAB-Verfahren unter Haibach

Hinweis zum IMAB Verfahren:

D_{eff} ist in Abhängigkeit der Kollektivform nach Formel (2-42) zu bestimmen, mit $K_{\text{IMAB}} = 0,75$ und $K_0 = 1,9$ für Haibach. Somit ist D_{eff} sowohl abhängig vom Kollektiv als auch von der Wöhlerlinie. Nach Formel (2-43) wird der Grenzwert des LV berechnet. Dieser beträgt unter Haibach $LV_{\text{Grenz}} = 13,03$. Somit folgt für $LV \leq 13,03$ die Bedingung $D_{\text{eff}} = 1$, andernfalls wird D_{eff} nach Formel (2-42) berechnet. Die Grenzwertbedingung wird durch den Quellcode in Zeile 45-48 und 72-75 erreicht.

Hinweis zum KF-Verfahren:

D_{eff} ist in Abhängigkeit der Kollektivform nach Formel (2-41) zu bestimmen, mit $K_{\text{KF}} = 0,83$ für Haibach. Die Bedingung des Grenzwertes des LV existiert beim KF-Verfahren nicht, somit kann der Quellcode in Zeile 45-48 und 72-75 entfernt werden.

Der folgende Quellcode beschreibt das IMAB-Verfahren unter Haibach und stellt den komplexesten Quellcode der vorgestellten Lebensdauermodelle dar. Dieser wurde bewusst ausgewählt, da sich sowohl das KF-Verfahren unter Haibach, als auch das KF- und IMAB-Verfahren unter Miner elementar aus diesem ableiten lassen.

```
1    if (M_sum > M_Omission) // Berechnung des Kollektivumfangs
2    {
3        Ho = n_M ++;
4    }
5
6    if (D_ges_dyn < 1)
7    { // Berechnung der ertragbaren n bezogen auf den Kollektiv-Maximalwert
8        if (M_sum > M_sum_prev)
9        {
10           if (M_sum > MD)
11           {
12               n_cM_max = nD * Math.Pow((M_sum / MD), -k);
13               M_sum_prev = M_sum;
14           }
15
16           else
17           {
18               n_cM_max = nD * Math.Pow((M_sum / MD), -(2 * k - 1));
19               M_sum_prev = M_sum;
20           }
21       }
22   }
23
24   if (D_ges_dyn < 1)
25   {
26       if (M_sum > M_Omission)
27       { // Verwenden verschiedener Wöhlerlinien zur Berechnung der Teilschädigung
28           if (M_sum > MD)
29           { // Berechnung der Teilschädigung für M > MD
30               n_cM = nD * Math.Pow((M_sum / MD), -k); // convert energy area to cycles (log)
```

```
31      D_in = 1/n_cM;
32
33      if (M_sum >= M_break)
34      {
35      D_ges_dyn = 1.0;
36      }
37
38      else
39      { // Berechnung des Lebensdauervielfachen und der effektiv. Schadenssumme
40      D_ges = D_ges_prev + D_in;
41      n_break = (Ho / D_ges);
42      LV = n_break / n_cM_max;
43      D_eff = 1.9 * (Math.Pow(( LV),(0.75-1)));
44
45      if (D_eff > 1)
46      {
47      D_eff = 1;
48      }
49
50      D_ges_dyn = D_ges / D_eff;
51      D_ges_prev = D_ges;
52      }
53  }
54
55  else
56  { // Berechnung der Teilschädigung für  $M \leq MD$ 
57  n_hcM = nD * Math.Pow((M_sum / MD),-(2 * k - 1));
58  D_in = 1 / n_hcM;
59
60      if ( M_sum >= M_break)
61      {
62      D_ges_dyn = 1.0;
63      }
64
65      else
66      { // Berechnung des Lebensdauervielfachen und der effektiv. Schadenssumme
67      D_ges = D_ges_prev + D_in;
68      n_break = (Ho / D_ges);
69      LV = n_break / n_cM_max;
70      D_eff = 1.9 * (Math.Pow(( LV),(0.75-1)));
71
72      if (D_eff > 1)
73      {
74      D_eff = 1;
75      }
76
77      D_ges_dyn = D_ges / D_eff; // Berechnung der dyn. Gesamtschädigung
78      D_ges_prev = D_ges;
79      }
80  }
81  }
82  }
```

Quellcode C# für nichtlineares Modell nach Manson unter elementar

Hinweis zum Modell nach Manson:

Der initiale Startwert von D_ges_prev muss mit D_ges_prev = 0 definiert werden.

Der initiale Startwert von von D_ges muss mit D_ges = 0 definiert werden.

Der initale Startwert von n_cM_prev muss mit n_cM_prev = 1 definiert werden.

```
1    if (D_ges < 1)
2    {
3        if (M_sum > M_Omission)
4        {
5            // Berechnung der ertragbaren Schwingungszahl unter M
6            n_cM = nD * Math.Pow((M_sum / MD), -k);
7            D_ges = Math.Pow(D_ges_prev, (Math.Pow((n_cM_prev / n_cM), 0.4))) + 1 / n_cM;
8            n_cM_prev = n_cM;
9            D_ges_prev = D_ges;
10
11            if (M_sum >= M_break)
12            {
13                D_ges_MAN = 1.0;
14            }
15
16            else
17            {
18                D_ges_MAN = D_ges;
19            }
20        }
21    }
```

A11. Versuchsübersicht

Kapitel Nr.	Versuch
5.2	Gesamtzahl an Probenkörpern: 4 Probenkörper PIC 255: 2 Probenkörper PIC 181: 2 Mechanischer Messaufbau: Prüfaufnahme Einzelelemente, zentrisch Elektronischer Messaufbau: Oszilloskop, Messkopf 10 M Ω Samplingrate: 1 - 4 kHz Art der Prüfmaschine: Instron 8800, servohydraulisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 500 N - 5000 N Signalform der Kraft: Dreieck Belastungsgeschwindigkeit: 500 N/s - 5000 N/s
	Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung: Verwendet wird in diesem Versuch der zentrische mechanische Messaufbau nach Kapitel 5.1.2. Jede Messung wird bei den definierten Prüfkraften und Belastungsgeschwindigkeiten fünfmal wiederholt. Die Abtastrate wird je nach Belastungsgeschwindigkeit und Prüfkraft zwischen 1 - 4 kHz variabel gewählt, um den Einfluss der veränderlichen Belastungsgeschwindigkeit auf das Messsignal zu reduzieren. Zwischen den Wiederholungsmessungen liegt eine Zeitspanne von ca. 2 - 5 s. Begonnen wird mit der geringsten Prüfkraft.
5.3	Gesamtzahl an Probenkörpern: 24 Probenkörper PIC 255: 12 Probenkörper PIC 181: 12 Mechanischer Messaufbau: Prüfaufnahme Einzelelemente, zentrisch Elektronischer Messaufbau: Oszilloskop, Messkopf 10 M Ω Samplingrate: 1 kHz Art der Prüfmaschine: Instron 8800, servohydraulisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 1000 N Signalform der Kraft: Dreieck Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s
	Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung: Die Probenkörper werden nacheinander mithilfe des zentrischen, mechanischen Messaufbaus vermessen. Die Einzelversuche und Probenkörper werden ohne eine Wiederholungsmessung durchgeführt. In diesem Versuch wird jeweils der bei 1000 N erzeugte Ladungswert ausgewertet.
5.4	Gesamtzahl an Probenkörpern: > 20 Probenkörper PIC 255: > 10 Probenkörper PIC 181: > 10 Mechanischer Messaufbau: Prüfaufnahme Einzelelemente, zentrisch Elektronischer Messaufbau: QuantumX MX840B (HBM), Instron-Controller Samplingrate: 600 Hz - 1 kHz Art der Prüfmaschine: Instron 8800, servohydraulisch, Electro Puls E3000-Instron, elektronisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 1000 N Signalform der Kraft: Dreieck, Sinus Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s
	Hinweis: Zur Aufnahme der Kraft-Ladungs-Hysteresen wird mit unterschiedlichen Messaufneh-

	<p>mern gearbeitet (vgl. Kapitel 5.1.1), welche ihrerseits eine unterschiedlich gute Synchronisation von Kraft und Ladung sicherstellen. Während aller Versuche wird die Kraft-Ladungs-Hysteresen mitgeschrieben und ausgewertet.</p> <p>Für die Auswertung der Hysteresen wird jeder Probenkörper aufeinanderfolgend mindestens zehnmal belastet. In der Datenauswertung erfolgt eine Bildung des Mittelwerts der Kraft-Ladungs-Hysteresen eines jeden Probenkörpers der letzten 10 LW einer Messreihe [Bet 15].</p>
5.5	<p>Gesamtzahl an Probenkörpern: 2 Probenkörper PIC 255: 1 Probenkörper PIC 181: 1 Mechanischer Messaufbau: Prüfaufnahme Einzelemente, zentrisch Elektronischer Messaufbau: Oszilloskop, Messkopf 10 MΩ Samplingrate: 1 kHz Art der Prüfmaschine: Instron 8800, servohydraulisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 1000 N Signalform der Kraft: Dreieck Belastungsgeschwindigkeit: 5000 N/s</p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Die Piezoelemente werden kontinuierlich 10 LW mit einer Frequenz von 2,5 Hz und einer Kraftamplitude in Form eines Dreiecks ausgesetzt. Die Kraft-Ladungs-Werte werden während der Versuchsdurchführung durchgehend aufgezeichnet.</p>
5.6	<p>Gesamtzahl an Probenkörpern: 8 Probenkörper PIC 255: 4 Probenkörper PIC 181: 4 Mechanischer Messaufbau: Prüfaufnahme Einzelemente, zentrisch Elektronischer Messaufbau: Oszilloskop, Messkopf 10 MΩ Weiterer Aufbau: Weiss Klimakammer EKE 50.60.125 Samplingrate: 1 kHz Art der Prüfmaschine: Instron 8800, servohydraulisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 1000 N Signalform der Kraft: Dreieck Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s</p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Der zentrische, mechanische Messaufbau nach Kapitel 5.1.2 wird in der Klimakammer positioniert (vgl. Kapitel 5.6, Abb. 93). Zunächst erfolgt die Messung des Ladungs-Referenzwerts bei $23 \pm 2^\circ\text{C}$. Die Temperatur wird anschließend auf einen Minimalwert von -30°C reduziert. Darauf folgt eine Erhöhung der Temperatur auf 30°C. Der Messvorgang erfolgt jeweils in Temperaturintervallen von 10°C und wird in Form von Einzelmessungen sechsmal wiederholt. In der Versuchsauswertung ist jeweils der Mittelwert der sechs Einzelmessungen angegeben. Zwischen der Messwertaufnahme und der neu eingestellten Temperatur in der Klimakammer liegt eine Zeitdauer von 30 Minuten. Die Zeitdauer ist Abhängig von der Kühlleistung der Klimakammer und notwendig, damit die Sensorelemente die definierte Umgebungstemperatur annehmen können. Die Klimakammer wird während der gesamten Messung bei einer relativen Luftfeuchtigkeit von 30% betrieben. Für diese erste Messreihe wird je ein Piezoelement des Materials PIC 181 und PIC 255 verwendet.</p> <p>Nach Abschluss der Versuche wird der Temperaturdurchlauf in umgekehrter Reihenfolge durchfahren. Zunächst erfolgt der Heizvorgang auf 30°C mit anschließender Kühlung auf -40°C. Der Messvorgang erfolgt ebenfalls in Temperaturintervallen von 10°C und wird in identischer Weise in Form von Einzelmessungen sechsmal wiederholt. Zwischen den Einzelmessungen liegt eine Zeitdauer von wenigen Sekunden. Um die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse zu überprüfen werden für diese zweite Messreihe je drei Piezoelemente des Materials PIC 181 und PIC 255 verwendet.</p>

5.7	<p> Gesamtzahl an Probenkörpern: 10 Probenkörper PIC 255: 5 Probenkörper PIC 181: 5 Mechanischer Messaufbau: Prüfaufnahme Einzelelemente, zentrisch und exzentrisch Elektronischer Messaufbau: Instron-Controller Samplingrate: 1 kHz Art der Prüfmaschine: Instron 8800, servohydraulisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 500 N - 2000 N Signalform der Kraft: Sinus Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s - 10000 N/s </p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Die Kraft wird abweichend von den vorherigen Versuchen in Form eines Sinusverlaufs mit einer Vorlast von 10 N bis zu einer Kraftobergrenze von 1000 N bzw. 2000 N aufgebracht. Der Sinusverlauf zeigt in zyklischen Langzeitversuchen ein deutlich stabileres Regelverhalten der Prüfmaschine hinsichtlich der aufgetragenen Kraft. Die Versuche werden nach einer Anzahl von $2 \cdot 10^6$ - $2,5 \cdot 10^6$ LW abgebrochen, da die Probe nach dieser Anzahl von LW als Dauerfest angenommen wird. Die Piezoelemente werden für die Gesamtdauer der Prüfung nicht entnommen und in der ursprünglichen Einbausituation belassen. Die ersten 5000 Lastzyklen werden vollständig aufgezeichnet. Zur Datenreduzierung erfolgt die Aufzeichnung eines weiteren LW jeweils in Abständen von 1000 LW. Die Langzeitversuche werden sowohl mit einem zentrischen, als auch mit einem exzentrischen Messaufbau durchgeführt. Die Prüfkongfiguration ist Kapitel 5.7 zu entnehmen.</p> <p>Hinweis:</p> <p>Da die Prüfmaschine aufgrund der Probensteifigkeit erst ab 400 LW ein stabiles Regelverhalten sicherstellt, bezieht sich die Versuchsauswertung jeweils auf den ersten validen Messwert ab 400 LW.</p>
5.8	<p> Gesamtzahl an Probenkörpern: 25 Probenkörper PIC 255: 15 Probenkörper PIC 181: 10 Mechanischer Messaufbau: Prüfaufnahme Einzelelemente, zentrisch Elektronischer Messaufbau: Instron-Controller, QuantumX MX840B (HBM) Samplingrate: 600 Hz - 1 kHz Art der Prüfmaschine: Instron 8800, servohydraulisch Electro Puls E3000-Instron, elektronisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 1000 N Signalform der Kraft: Sinus Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s - 40000 N/s </p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Die Belastungskraft wird schrittweise von 1 kN bis 15 kN in Abständen von je 5 kN erhöht, bis ein mehrprozentiger Abfall zum Ladungs-Referenzwert des zuvor unbelasteten Piezosensors sichtbar wird. Jeweils nach 5 LW erfolgt die Aufnahme eines Ladungs-Referenzwertes mit 1000 N und 2000 N/s. Die Proben werden mit der notwendigen Anzahl von LW beansprucht, bis sich der Ladungs-Endwert zum anfänglichen Ladungswert um ca. 40% reduziert hat. Bei der ermittelten Kraft und Anzahl der notwendigen LW zum Erreichen dieses Depolarisationswertes wird eine Wiederholmessung mit jeweils sieben unbelasteten Proben PIC 255 und vier unbelasteten Proben PIC 181 durchgeführt. Dies dient zur Beurteilung der Reproduzierbarkeit des Ladungsabfalls und zur Ermittlung der Streuung der Messwerte. Der Vorgang wird erneut für einen Ladungsabfall von ca. 20% wiederholt (acht Proben PIC 255, sechs Proben PIC 181). Für die Versuche wird die servohydraulische Prüfmaschine Instron 8800 sowie dessen Controller zur Aufzeichnung der Kraft-Ladungsdaten verwendet [Bet 15].</p> <p>Des Weiteren erfolgt mit je drei unbelasteten sowie auf 20% depolarisierten Probenele-</p>

	<p>menten, analog zu Kapitel 5.5, eine schwingende Dauerbelastung mit bis zu $2 \cdot 10^6$ LW unter einer flächigen Belastungskraft von 1000 N. Um die Prüfzeiten und das Datenvolumen zu minimieren, findet je ein Messintervall ab $10^3 - 2 \cdot 10^5$ LW nach 500 LW, sowie ab $2 \cdot 10^5 - 2 \cdot 10^6$ LW nach je 1000 LW statt. Ein solches Messintervall besteht aus 10 LW und wird bei einer Belastungsgeschwindigkeit von 1000 N/s aufgebracht. Für die Versuchsauswertung wird jeweils der Mittelwert dieser 10 LW gebildet. Die Prüffrequenz wird zwischen den Messintervallen von 0,5 Hz auf 20 Hz erhöht. Für diese Prüfung wird der Electro Puls E3000 der Firma Instron verwendet. Für die zeitgleiche Aufzeichnung von Kraft und Ladung wird der QuantumX MX840B (HBM) Messverstärker eingesetzt.</p>
5.9	<p> Gesamtzahl an Probenkörpern: 3 Probenkörper PIC 255: 1 Probenkörper PIC 181: 1 Probenkörper Aluminium: 1 Mechanischer Messaufbau: Prüfaufnahme Einzelelemente Elektronischer Messaufbau: - Samplingrate: 10 Hz Art der Prüfmaschine: Zwick/Roell, mechanisch Art der Regelung: Kraft und Weg Belastungskraft: 500 N Belastungsgeschwindigkeit: 50 N/s </p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Jede Probe wird innerhalb des Zeitintervalls von $t = 10$ s kraftgeregelt mit 500 N belastet. Nach Erreichen dieser Kraftgrenze erfolgt das Umschalten des Prüfstandes auf Wegregelung der bei 500 N erreichten Weglänge. Die Kraftwerte werden während der Messdauer von 600 s mit einer Frequenz von 10 Hz aufgezeichnet. Die genaue Prüfkfiguration ist der Versuchsauswertung in Kapitel 5.9 zu entnehmen.</p>

Tabelle 35: Übersicht über Versuche und Anzahl der Probenkörper in Kapitel 5

Kapitel Nr.	Versuch
8.2	<p> Gesamtzahl an Probenkörpern: 8 Probenkörper PIC 255: 4 Probenkörper PIC 181: 4 Anzahl der Messadapter: 2 Mechanischer Messaufbau: Messadapter mit Hebelarm Anzugsmoment Probe: 1 Nm Inkrementeller Winkel: $\zeta = 0^\circ, \zeta = 60^\circ, \zeta = 120^\circ, \zeta = 180^\circ$ Winkel: $\phi = 0^\circ$ Hebelarmlänge: 130 mm Elektronischer Messaufbau: QuantumX MX840B (HBM) Samplingrate: 600 Hz Art der Prüfmaschine: Electro Puls E3000-Instron, elektronisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 1000 N Res. Moment: 130 Nm Signalform der Kraft: Sinus Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s </p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Für diesen Versuch wird der mechanische Messaufbau nach Kapitel 8.1 verwendet. Die Proben, welche sich an unterschiedlichen, inkrementellen Winkeln ζ am Umfang des Messadapters befinden, werden einem Moment von 130 Nm ausgesetzt. Dieses Moment wird mit einer Geschwindigkeit von 130 Nm/s aufgebracht. Für die zeitgleiche Aufzeichnung von Kraft bzw. Moment und Ladung wird der QuantumX MX840B (HBM) Messverstärker verwendet. Jeder Probenkörper wird aufeinanderfolgend tausendmal belastet. In der Datenauswertung erfolgt eine Bildung des Mittelwerts der Momenten-Ladungs-Hysteresen eines jeden Probenkörpers der letzten 10 LW einer Messreihe [Bet 15].</p>
8.3.1	<p> Gesamtzahl an Probenkörpern: 2 Probenkörper PIC 255: 1 Probenkörper PIC 181: 1 Anzahl der Messadapter: 2 Mechanischer Messaufbau: Messadapter mit Hebelarm Anzugsmoment Probe: 1 Nm Inkrementeller Winkel: $\zeta = 0^\circ$ Winkel: $\phi = 0^\circ$ Hebelarmlänge: 45 mm, 70 mm, 100 mm, 130 mm, 160 mm Elektronischer Messaufbau: QuantumX MX840B (HBM) Samplingrate: 600 Hz Art der Prüfmaschine: Electro Puls E3000-Instron, elektronisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 450 N, 554 N, 720 N, 1029 N, 1600 N Res. Moment: 72 Nm Signalform der Kraft: Sinus Belastungsgeschwindigkeit: 450 N/s - 1600 N/s </p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Der mechanische Messaufbau ist identisch zu Kapitel 8.1. Der Messadapter wird einem Drehmoment von 72 Nm ausgesetzt. Die erste Messung erfolgt bei einem Hebelarm von 45 mm und einer Belastungskraft von 450 N. Die Messung wird darauffolgend bei unterschiedlichem Verhältnis von Hebelarmlänge zur Belastungskraft wiederholt. Insgesamt werden fünf unterschiedliche Hebelarmlängen, beginnend mit dem kürzesten Hebelarm, geprüft. Das Drehmoment wird über allen Messungen konstant bei 72 Nm gehalten. Bei jeder Messreihe werden die Messungen fünfzigfach wiederholt. In der Versuchsauswertung ist jeweils der Mittelwert der zehn letzten LW einer jeden Messreihe angegeben. Die Belastungsgeschwindigkeiten in N/s sind identisch zu den Belas-</p>

	tungskräften gewählt. Zur zeitgleichen Aufzeichnung von Kraft und Ladung wird der QuantumX MX840B (HBM) Messverstärker verwendet [Bet 15].
8.3.2	<p> Gesamtzahl an Probenkörpern: 4 Probenkörper PIC 255: 2 Probenkörper PIC 181: 2 Anzahl der Messadapter: 2 Mechanischer Messaufbau: Messadapter mit Hebelarm Anzugsmoment Probe: 1 Nm Inkrementeller Winkel: $\zeta = 0^\circ, \zeta = 60^\circ$ Winkel: $\phi = 0^\circ, \phi = 30^\circ$ Hebelarmlänge: 130 mm Elektronischer Messaufbau: QuantumX MX840B (HBM) Samplingrate: 600 Hz Art der Prüfmaschine: Electro Puls E3000-Instron, elektronisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 1000 N Res. Moment: 130 Nm Signalform der Kraft: Sinus Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s </p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Der Messadapter wird einem Drehmoment von 130 Nm ausgesetzt. Die erste Messung erfolgt bei einem inkrementellen Winkel von $\zeta = 0^\circ$ und einem Winkel von $\phi = 0^\circ$. Die darauffolgende Messung wird bei $\zeta = 0^\circ$ und $\phi = 30^\circ$ ausgeführt. Die letzte Messung erfolgt bei $\zeta = 60^\circ$ und $\phi = 0^\circ$. Aufgezeichnet werden bei allen Messungen die Kräfte der Prüfmaschine sowie die Ladungsdaten des Probenkörpers an den inkrementellen Winkelpositionen von $\zeta = 0^\circ$ und $\zeta = 60^\circ$. Die Messungen werden an jeder Winkelposition zehnmal wiederholt. In der Versuchsauswertung ist jeweils der Mittelwert dieser zehn Einzelmessungen angegeben [Bet 15].</p>
8.3.3	<p> Gesamtzahl an Probenkörpern: 2 Probenkörper PIC 255: 1 Probenkörper PIC 181: 1 Anzahl der Messadapter: 2 Mechanischer Messaufbau: Messadapter mit Hebelarm Anzugsmoment Probe: 0,1 Nm, 0,2 Nm, 0,3 Nm, 0,4 Nm, 0,5 Nm, 0,7 Nm, 1,0 Nm, 1,5 Nm, 2,0 Nm, 2,5 Nm, 3,0 Nm, 4,0 Nm, 5,0 Nm Inkrementeller Winkel: $\zeta = 0^\circ$ Winkel: $\phi = 0^\circ$ Hebelarmlänge: 130 mm Elektronischer Messaufbau: QuantumX MX840B (HBM) Samplingrate: 600 Hz Art der Prüfmaschine: Electro Puls E3000-Instron, elektronisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 1000 N Res. Moment: 130 Nm Signalform der Kraft: Sinus Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s </p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Der mechanische Messaufbau wird identisch zu Kapitel 8.1 verwendet. Der Messadapter wird einem Drehmoment von 130 Nm ausgesetzt. Die Piezosensoren sind über die Gewindestifte des Messadapters mit 0,1 Nm vorgespannt. Die Messung wird zehnfach wiederholt. In der Versuchsauswertung ist jeweils der Mittelwert der zehn Einzelmessungen angegeben. Nach Aufzeichnung der Kraft-Ladungs-Hysteresen wird der Messadapter aus der Prüfmaschine entnommen und die Gewindestifte der Probenelemente entspannt.</p> <p>Anschließend werden die oben gelisteten Anzugsmomente, beginnend mit dem kleinsten Moment, mithilfe eines Drehmomentenschlüssels auf die im Messadapter verbauten Proben aufgebracht. Jedes gelistete Anzugsmoment wird zehnmal aufgebracht, wobei</p>

	zwischen den Einzelmessungen eine Wartezeit von 5 s vorgesehen ist. Während der Wartezeit sind die Proben vollständig entlastet. In der Versuchsauswertung ist jeweils der Mittelwert der zehn Einzelmessungen angegeben [Bet 15].
8.4	<p> Gesamtzahl an Probenkörpern: 10 Probenkörper PIC 255: 5 Probenkörper PIC 181: 5 Anzahl der Messadapter: 4 Mechanischer Messaufbau: Messadapter mit Hebelarm Anzugsmoment Probe: 1 Nm, 0,3 Nm Inkrementeller Winkel: $\zeta = 0^\circ, \zeta = 60^\circ, \zeta = 180^\circ, \zeta = 240^\circ$ Winkel: $\phi = 0^\circ$ Hebelarmlänge: 130 mm Elektronischer Messaufbau: QuantumX MX840B (HBM) Weiterer Aufbau: Weiss Klimakammer EKE 50.60.125 Samplingrate: 600 Hz Art der Prüfmaschine: Electro Puls E3000-Instron, elektronisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 1000 N Res. Moment: 130 Nm Signalform der Kraft: Sinus Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s </p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Der Messadapter wird zusammen mit dem mechanischen Messaufbau nach Kapitel 8.1 in die Klimakammer eingesetzt (vgl. Kapitel 8.4, Abb. 143, rechts). Die Temperatur wird auf den Maximalwert von 40°C erhöht. Anschließend erfolgt eine Reduzierung der Temperatur auf -30°C. Der Messvorgang beginnt bei 40°C und erfolgt in Temperaturintervallen von jeweils 10°C. Die Messungen werden in Form von aufeinanderfolgenden Sinusbelastungen zehnmal wiederholt. In der Versuchsauswertung ist der Mittelwert dieser Messungen angegeben, wobei die Temperatur von $23 \pm 2^\circ\text{C}$ als Referenzwert aller Messungen definiert wird. Zwischen der Messwertaufnahme und der neu eingestellten Temperatur in der Klimakammer liegt eine Zeitdauer von je 45 Minuten. Die Zeitdauer ist Abhängig von der Kühlleistung der Klimakammer und notwendig, damit die Sensorelemente im Messadapter die definierte Umgebungstemperatur annehmen. Die Klimakammer wird während der gesamten Messung bei einer relativen Luftfeuchtigkeit von 30% betrieben. Um beurteilen zu können ob sich der Temperatureinfluss bei verschiedenen Messadaptern identisch verhält, werden insgesamt vier Messadapter vermessen. Zudem werden die Messreihen bei unterschiedlichen, inkrementellen Winkeln ζ vorgenommen, um den Zusammenhang zwischen Temperatur und Position der Proben am Umfang des Messadapters bewerten zu können. Die Temperaturmessungen werden bei 1 Nm Anzugsmoment der Sensoren durchgeführt [Bet 15].</p> <p>Außerdem werden Messungen bei 0,3 Nm Anzugsmoment durchgeführt. Hierfür werden die Sensoren ausgewertet, welche auf der Entlastungsseite und somit um $\Delta\zeta = 180^\circ$ zur Belastungsseite angeordnet sind. Dies dient zur Überprüfung ob temperaturbedingte Materialdehnungen im Messadapter zu einem vollständigen Verlust der mechanischen Vorspannung führen. Ein vollständiger Vorspannungsverlust konnte nicht nachgewiesen werden.</p> <p>Weiterhin wird der Winkелеinfluss zwischen Oberteil des Messadapters und einer weiteren Anschlusskomponente auf Basis des mechanischen Messaufbaus nach Kapitel 8.1 untersucht. Hierfür werden mit einem Messadapter (PIC 181) eine Referenzmessung und drei weitere Messreihen aufgezeichnet. Das Oberteil des Messadapters sowie der Anschlussadapter werden um 8° zueinander verkippt. In dieser Stellung wird eine Temperaturmessreihe (s. oben) vorgenommen. Diese wird als Referenzmessung bezeichnet. Alle Folgemessungen sind auf diese Referenzmessreihe bezogen. Nach einer Standzeit von ca. 12 Stunden erfolgt zunächst eine Wiederholungsmessung (vgl. Abb. 144, „Wiedh. Messung“), welche in exakt identischer Position wie die Referenzmessung durchgeführt wird. Im Anschluss erfolgt erneut die Aufzeichnung zwei weiterer Messreihen bei einem Winkel von 0° und ca. 4°. Messreihe 2 zeigt die axiale Ausrichtung entsprechend einer Krafteinleitung bei einer Neigung von 0° (vgl. Abb. 143, links).</p>

8.5	Gesamtzahl an Probenkörpern: 12 Probenkörper PIC 255: 6 Probenkörper PIC 181: 6 Anzahl der Messadapter: 4 Mechanischer Messaufbau: Messadapter mit Hebelarm Anzugsmoment Probe: 0,3 Nm Inkrementeller Winkel: $\zeta = 0^\circ$ Winkel: $\phi = 0^\circ$ Hebelarmlänge: 130 mm Elektronischer Messaufbau: QuantumX MX840B (HBM) Samplingrate: 600 Hz Art der Prüfmaschine: Electro Puls E3000-Instron, elektronisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: 1000 N Res. Moment: 130 Nm Signalform der Kraft: Sinus Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s - 40000 N/s
	Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung: Für diese Versuchsdurchführung wird der Messaufbau nach Kapitel 8.1 verwendet. Da in Kapitel 5.8 bereits nachgewiesen wurde, dass die mechanische Voralterung keinen markanten Effekt auf die zyklische Depolarisation besitzt, werden sowohl vorgealterte als auch neue Proben für die Versuchsdurchführung eingesetzt. Die Proben werden einer schwingenden Dauerbelastung bis zu $2 \cdot 10^6$ LW bei einem Drehmoment von 130 Nm ausgesetzt. Um die Prüfzeiten und das Datenvolumen zu minimieren, findet je ein Messintervall ab 1000 LW bis $2 \cdot 10^5$ LW nach 500 LW sowie ab $2 \cdot 10^5$ LW bis $2 \cdot 10^6$ LW nach je 1000 LW statt. Ein solches Messintervall besteht aus 10 LW und einer Belastungsgeschwindigkeit von 1000 N/s. Für die Versuchsauswertung wird der Mittelwert eines jeden Messintervalls herangezogen. Die Prüffrequenz wird zwischen den Messintervallen von 0,5 Hz auf 20 Hz erhöht. Der Versuch wird bei einem inkrementellen Winkel von $\zeta = 0^\circ$ durchgeführt. Die Ladungswerte einer der seitlichen Proben, welche bei $\zeta = 60^\circ$ bzw. $\zeta = 300^\circ$ angeordnet sind, werden ebenfalls aufgezeichnet. Nach Abschluss der $2 \cdot 10^6$ LW und einer Standzeit von 12 Stunden werden nochmals 1000 LW auf die Proben aufgebracht. Darauf folgt erneut eine Standzeit von einer Stunde mit einer sich anschließenden Belastungsphase von 1000 LW. Die LW der beiden Anschlussprüfungen werden vollständig aufgezeichnet [Bet 15]. Des Weiteren werden drei Messadapter in Anlehnung an eine reale Belastungssituation folgender Lastfolge ausgesetzt: 16 x 200 LW mit je 500 s Standzeit, darauf folgen 7200 s Standzeit. Diese Lastfolge wird bis zum Erreichen von 10^5 LW wiederholt, wobei alle LW vollständig aufgezeichnet und ausgewertet werden. Die Lastfolgen werden ebenfalls mit einem Drehmoment von 130 Nm und einer Belastungsgeschwindigkeit von 1000 N/s aufgebracht.

Tabelle 36: Übersicht über Versuche und Anzahl der Probenkörper in Kapitel 8

Kapitel Nr.	Versuch
11.1	<p> Gesamtzahl an Probenkörpern: 6 Probenkörper PIC 181: 6 Anzahl der Messadapter: 1 Mechanischer Messaufbau: vgl. Abb. 174 Anzugsmoment Probe: 0,3 Nm Inkrementeller Winkel: $\zeta = 0^\circ, \zeta = 60^\circ, \zeta = 120^\circ, \zeta = 180^\circ, \zeta = 240^\circ, \zeta = 300^\circ$ Winkel: $\phi = 0^\circ$ Hebelarmlänge: Abhängig von Fersen- und Vorfußlänge sowie Steifigkeit des verwendeten Fußes Elektronischer Messaufbau: QuantumX MX840B (HBM) Samplingrate: 600 Hz Art der Prüfmaschine: Fußprüfstand Art der Regelung: Kraft Belastungskraft (Prüfstand): 400 N - 1000 N Res. Moment: Abhängig von Fersen- und Vorfußlänge sowie Steifigkeit des verwendeten Fußes Signalform der Kraft: Vertikale Bodenreaktionskraft (vgl. Kapitel 2.2.2, Abb. 23, oben) Belastungsgeschwindigkeit: 1 Hz je vollständigem Gangzyklus </p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Für die Versuchsdurchführung wird der Messaufbau nach Kapitel 11.1, Abb. 174, verwendet. Der Messadapter wird über den Pyramidenadapter an dem Prothesenfuß befestigt. Der Prothesenfuß wird anschließend an den Fußprüfstand über die Oberseite des Messadapters verschraubt. Der Fußprüfstand verfügt über eine bewegliche Bodenplatte und kann das Abrollverhalten des Fußes während des Gangzyklus simulieren. Aufgebracht wird die Kraft in vertikaler Richtung, wodurch sich durch die Bewegung der Fußplatte sowie die Regelung der Prüfmaschine die Bodenreaktionskraft nach Kapitel 2.1.2, Abb. 23, oben, ergibt. Die Kraft wird in insgesamt vier Stufen von 400 N, 600 N, 800 N sowie 1000 N aufgebracht. Bei jeder Stufe erfolgt die Aufzeichnung von je zehn Schrittzyklen. Der anterior ausgerichtete Piezosensor (A) wird bei einem inkrementellen Winkel von $\zeta = 0^\circ$ ausgerichtet. Insgesamt werden die Sensorsignale aller sechs Piezokeramiken mithilfe des QuantumX während der Schrittzyklen aufgezeichnet.</p>
11.2	<p> Gesamtzahl an Probenkörpern: 4 Probenkörper PIC 181: 4 Anzahl der Messadapter: 2 Mechanischer Messaufbau: Messadapter mit Hebelarm Anzugsmoment Probe: 0,3 Nm Inkrementeller Winkel: $\zeta = 0^\circ$ Winkel: $\phi = 0^\circ$ Hebelarmlänge: 130 mm Elektronischer Messaufbau: QuantumX MX840B (HBM) Samplingrate: 600 Hz Art der Prüfmaschine: Electro Puls E3000-Instron, elektronisch Art der Regelung: Kraft Belastungskraft: variabel in Abhängig vom Kraft-Zeitverlauf Res. Moment: Abhängig vom Moment-Zeitverlauf (vgl. Abb. 178) Signalform der Kraft: Sinus Belastungsgeschwindigkeit: 1000 N/s </p> <p>Versuchsbeschreibung/Versuchsdurchführung:</p> <p>Für diese Versuchsdurchführung wird der Messaufbau nach Kapitel 8.1 verwendet. Der Versuch wird bei einem inkrementellen Winkel von $\zeta = 0^\circ$ durchgeführt. Der Messadapter wird mit Belastungskollektiven aus realen Gangdaten belastet (MOBIS 2 und MOBIS 4, vgl. Anhang A3 und A4). Der Umfang dieser Belastungskollektive wird auf einen Umfang von 5000 LW komprimiert. Die erzeugten Belastungskollektive werden insge-</p>

	<p>samt zwanzigmal von High nach Low durchlaufen, sodass sich insgesamt 10^5 LW ergeben. Die zerlegten Einzelkollektive sowie das zusammengesetzte Gesamtkollektiv sind Kapitel 11.2, Abb. 178 zu entnehmen. Für jede Kollektivprüfung wird ein Messadapter mit einem nicht vorgealterten Piezosensor verwendet.</p> <p>Die Belastungskräfte ergeben sich in Abhängigkeit des verwendeten Hebelarms sowie des resultierenden Moments beim Kollektivdurchlauf. Die Kräfte werden mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 1000 N/s aufgebracht.</p>
--	--

Tabelle 37: Übersicht über Versuche und Anzahl der Probenkörper in Kapitel 11

A12. Lebenslauf

Persönliche Daten

Name	André Müller
Geburtsdatum	07.10.1986
Geburtsort	Duderstadt
Familienstand	ledig

Berufliche Tätigkeit

02/2016 – heute	Otto Bock HealthCare GmbH, Duderstadt Abteilungsleiter, Produktentwicklung Orthetik
04/2011 – 01/2016	Otto Bock HealthCare GmbH, Duderstadt Entwicklungsingenieur, Socket Technologies

Hochschulausbildung

11/2012 – heute	Promotionsstudium Maschinenbau an der TU Clausthal in Kooperation mit der Otto Bock HealthCare GmbH
10/2006 – 03/2011	Studium Maschinenbau an der TU Clausthal Abschluss: Diplom Ingenieur

Schulausbildung

1999 – 2006	Eichsfeld-Gymnasium Duderstadt Allgemeine Hochschulreife
-------------	--

Literaturverzeichnis

- [Ant 07] Antebboth, S.: *Simulation des elektromechanischen Verhaltens von PZT mit realer Domänenstruktur*, Dissertation, Kassel: Kassel Univ. Press, 2007.
- [Bal 09] Ballas, R. G.; Pfeifer, G.; Werthschützky, R.: *Elektromechanische Systeme der Mikrotechnik und Mechatronik: Dynamischer Entwurf - Grundlagen und Anwendungen*, 2. Aufl., Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009.
- [Bau 04] Bausch, H.; Steffen, H.: *Elektrotechnik: Grundlagen*, 5. Aufl., Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2004.
- [Ber 04] Bertsche, B.; Lechner, G.: *Zuverlässigkeit im Fahrzeug- und Maschinenbau: Ermittlung von Bauteil- und System-Zuverlässigkeiten*, 3. Aufl., Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2004.
- [Bet 15] Betz, S.: *Untersuchung zur Einsetzbarkeit piezokeramischer Sensoren bei Belastungsmessungen in der Prothetik*, Masterarbeit (unveröffentlicht), Clausthal-Zellerfeld: TU-Clausthal, Institut für Maschinelle Anlagentechnik und Betriebsfestigkeit, 2015.
- [Boe 07] Boege, A.: *Vieweg Handbuch Maschinenbau: Grundlagen und Anwendungen der Maschinenbau-Technik*, 18. überarb. u. erw. Aufl., Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag/GWV Fachverlage GmbH, 2007.
- [Buc 04] Buchanan, R. C.: *Ceramic materials for electronics*, 3. rev. exp. ed., New York, NY: Dekker, 2004.
- [Bus 08] Busch, R.: *Elektrotechnik und Elektronik: Für Maschinenbauer und Verfahrenstechniker*, 5. überarb. u. erw. Aufl., Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag/GWV Fachverlage GmbH, 2008.
- [Cer 11] o.V.: *Piezokeramische Materialien und Bauelemente - Grundlagen, Eigenschaften und Anwendungen*, Karlsruhe/Palmbach: Physik Intrumente (PI) GmbH & Co. KG, 2011.
- [Cer 14] o.V.: *PI Piezo Nano Positioning*, Karlsruhe/Palmbach: Physik Intrumente (PI) GmbH & Co. KG, 2014.
- [Cer 13] Cerbe, G.; Wilhelms, G.: *Technische Thermodynamik: Theoretische Grundlagen und praktische Anwendungen*, 17. überarb. Aufl., München: Hanser, 2013.
- [Clo 86] Clormann, U.; Seeger, T.: *RAINFLOW - HCM Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage*. In: *Stahlbau*, Nr. 3, S. 65–71, 1986.

- [Col 16] o.V.: *iPecs Lab*, URL: <http://orthocare.biz/mediacoverage-entry.php?cat=1016&id=1111>, 2016, abgerufen am 06.11.2016: College Park Industries.
- [Col 93] Collins, J. A.: *Failure of materials in mechanical design: Analysis, prediction, prevention*, 2. ed., New York: Wiley, 1993.
- [Con 79] Conle, F. A.: *An examination of variable amplitude histories in fatigue*, Ph. D. Thesis, Waterloo: University Waterloo, 1979.
- [Deb 98] Debrunner, H. U.; Jacob, H. A. C.: *Biomechanik des Fusses*, 2. vollst. bearb. Aufl., Stuttgart: Enke, 1998.
- [Die 05] Dietz, P.: *Vorlesungsskript Konstruktionselemente*, Clausthal-Zellerfeld: TU Clausthal, Institut für Maschinenwesen, 2005.
- [Don 08] Doneth, I.: *Profilerhebungsbogen für die Versorgung mit Beinprothesen*, Essen: MDS Essen, 2008.
- [Dub 07] Dubbel, H.; Grote, K.-H.; Feldhusen, J.: *Taschenbuch für den Maschinenbau*, 22. bearb. u. erw. Aufl., Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.
- [Emb 10] Embacher, F.: *Elemente der theoretischen Physik: Band 1: Klassische Mechanik und Spezielle Relativitätstheorie, eine Einführung für das Lehramts- und Bachelorstudium*, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag/Springer Fachmedien Wiesbaden, 2010.
- [Ems 03] o.V.: *Grilamid Polyamid 12: EMS-Grilamid: Technischer Kunststoff für höchste Ansprüche*, o.O.: EMS-Gruppe, 2003.
- [Ems 11] o.V.: *EMS Grivory GVX: Metallersatz auf höchstem Niveau*, o.O.: EMS-Gruppe, 2011.
- [Fat 98] Fatemi, A.; Yang, L.: *Cumulative fatigue damage and life prediction theories: A survey of the state of the art for homogeneous materials*. In: *Int. Journal of Fatigue*, Vol. 20, pp. 9–34, 1998.
- [Fis 13] Fischer, K.-F.; Günther, W.: *Technische Mechanik*, 2. erw. Aufl., Somerset, New Jersey: Wiley-VCH, 2013.
- [Fkm 12] Forschungskuratorium Maschinenbau: *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*, 6. überarb. Ausg., Frankfurt am Main: VDMA-Verl., 2012.
- [Gal 12] Gall, M.: *Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Lebensdauer von flächigen piezokeramischen Sensor-Aktor-Modulen*, Dissertation, Karlsruhe: Fakultät für Maschinenbau Karlsruher Institut für Technologie, 2012.
- [Gaß 64] Gaßner, E.; Griesse, F. W.; Haibach, E.: *Ertragbare Spannungen und Lebensdauer einer Schweißverbindung aus Stahl St 37 bei verschiedenen Formen des Beanspruchungskollektivs*. In: *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, Nr. 3, S. 255–267, 1964.

- [Gat 62] Gatts, R. R.: *Application of a cumulative damage concept to fatigue*. In: *Trans. ASME, Journal of Basic Engineering*, No. 84, pp. 403–409, 1962.
- [Gau 02] Gautschi, G.: *Piezoelectric sensorics: Force, strain, pressure, acceleration and acoustic emission sensors, materials and amplifiers*, Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002.
- [Gia 10] Giancoli, D. C.; Eibl, O.: *Physik: Lehr- und Übungsbuch*, 3. erw. Aufl., München, u.a.: Pearson Studium, 2010.
- [Gna 05] Gnad, G.: *Ansteuerkonzept für piezoelektrische Aktoren*, Dissertation, Magdeburg: Universität Magdeburg, 2005.
- [Göt 03] Götz-Neumann, K.: *Gehen verstehen: Ganganalyse in der Physiotherapie*, Stuttgart: Thieme, 2003.
- [Gra 15] Graf, C.; Bauer, C.; Schlepper, S.: *"10.000 Schritte für Ihre Gesundheit": Bewegungsempfehlungen kommen an*. In: *Rheinisches Ärzteblatt Praxis*, Nr. 10, S. 17–19, 2015.
- [Gud 99] Gudehus, H.; Zenner, H.: *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung: Empfehlungen zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen*, 4. Aufl., Düsseldorf: Stahleisen, 1999.
- [Hai 06] Haibach, E.: *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*, 3. korrig. u. erg. Aufl., Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.
- [Hai 70] Haibach, E.: *Modifizierte lineare Schadensakkumulations-Hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung*, Technische Mitteilung Nr. 50/70, Laboratorium für Betriebsfestigkeit, 1970.
- [Hai 92] Haibach, E.: *Betriebsfeste Bauteile: Ermittlung und Nachweis der Betriebsfestigkeit, konstruktive und unternehmerische Gesichtspunkte*, Berlin, u.a.: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1992.
- [Han 70] Hanke, M.: *Eine Methode zur Beschreibung der Betriebslastkollektive als Grundlage für Betriebsfestigkeitsversuche*. In: *Automobiltechnische Zeitschrift* 72, Nr. 3, S. 91–97, 1970.
- [Has 77] Hashin, Z.; Rotem, A.: *A cumulative damage theory of fatigue failure*, Scientific Report No. 3, Tel-Aviv: University of Engineering, 1977.
- [Has 80] Hashin, Z.; Laird, C.: *Cumulative Damage under Two Level Cycling: Some Theoretical Predictions and Test Data*. In: *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Vol. 2, pp. 345–350, 1980.
- [Heg 08] Hegewald, T.: *Modellierung des nichtlinearen Verhaltens piezokeramischer Aktoren*, Dissertation, Erlangen-Nürnberg: Technische Fakultät der Universität Erlangen-Nürnberg, 2008.

- [Hes 11] Hesse, S.; Schnell, G.: *Sensoren für die Prozess- und Fabrikautomation: Funktion - Ausführung - Anwendung*, 5. korrigierte u. verb. Aufl., Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2011.
- [Hey 08] Heywang, W.; Lubitz, K.; Wersing, W.: *Piezoelectricity: Evolution and future of a technology*, Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2008.
- [Hin 09] Hinzen, H.: *Basiswissen Maschinenelemente*, München: Oldenbourg, 2009.
- [Hin 11] Hinkelmann, K., et al.: *Extrapolation von Beanspruchungskollektiven*. In: *Technical report series, Faculty of Mathematics/Computer Science and Mechanical Engineering, Clausthal University of Technology*, Nr. 2, 2011.
- [Hin 12] Hinkelmann, K.: *Korrekturfunktionen zur Verbesserung der rechnerischen Lebensdauerabschätzung bei schwingender Beanspruchung*, Dissertation, Clausthal-Zellerfeld: Papierflieger-Verlag, 2012.
- [Hub 10] Huber, A.: *Ermittlung von prozessabhängigen Lastkollektiven eines hydrostatischen Fahrtriebsstrangs am Beispiel eines Teleskopladlers*, Dissertation, Karlsruhe: KIT Scientific Publishing, 2010.
- [Hüc 81] Hück, M.; Schütz, W.; Thrainer, L.: *Berechnung von Wöhlerlinien für Bauteile aus Stahl, Stahlguß und Grauguß: Synthet. Wöhlerlinien*, 2. überarb. Aufl., Düsseldorf, 1981.
- [Hüc 88] Hück, M.; Bergmann, J.; Schütz, W.: *Relative Miner-Regel*, Gemeinschaftsarbeit PKW-Industrie/IABG, IABG-Bericht TF 2022, Teil 1, 1988.
- [Hüt 05] Hüter-Becker, A.; Klein, D.: *Biomechanik, Bewegungslehre, Leistungsphysiologie, Trainingslehre*, Stuttgart, u.a.: G. Thieme, 2005.
- [Iso 05] ISO: *ISO/IEC 17025 - Allgemeine Anforderungen an die Kompetenz von Prüf- und Kalibrierlaboratorien*, Berlin: Beuth Verlag, 2005.
- [Iso 07] ISO: *ISO 10328 Prothetik - Prüfung der Struktur von Prothesen der unteren Gliedmaßen - Anforderungen und Prüfverfahren*, Berlin: Beuth Verlag, 2007.
- [Iso 16a] ISO: *ISO 10328 Prothetik - Prüfung der Struktur von Prothesen der unteren Gliedmaßen - Anforderungen und Prüfverfahren*, Berlin: Beuth Verlag, 2016.
- [Iso 16b] ISO: *ISO 22675 - Prüfung von Knöchel-Fuß-Passteilen und Fußeinheiten - Anforderungen und Prüfverfahren*, Beuth: Beuth Verlag, 2016.
- [Kae 63] Kaechele, L.: *Review and analysis of cumulative-fatigue-damage theories*, Santa Monica, Calif.: Rand Corp, 1963.
- [Kam 15] Kampas, P.; Seifert, D.: *Das neue C-Leg: neue Funktionen und neue Technologien: The New C-Leg: New Functions and New Technology*. In: *Orthopädie Technik*, Nr. 10, S. 46–49, 2015.

- [Kel 17] Keller, C.; Menche, N.: *Pflegen: Gesundheits- und Krankheitslehre*, München: Elsevier, 2017.
- [Klo 07] Kloos, K.-H.; Thomala, W.: *Schraubenverbindungen: Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung*, 5. Aufl., Berlin, u.a.: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.
- [Köh 12] Köhler, M., et al.: *Zählverfahren und Lastannahme in der Betriebsfestigkeit*, Berlin, u.a.: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012.
- [Kra 15] Kraft, M.; Disselhorst-Klug, C.: *Biomedizinische Technik - Rehabilitationstechnik*, Berlin, Boston: De Gruyter, 2015.
- [Krü 75] Krüger, G.: *Untersuchung der Domäneprozesse und der Koerzitivkraft ferroelektrischer PLZT 6/6/35-Keramik*, Karlsruhe: Universität Friderici-ana, Karlsruhe, 1975.
- [Kuh 01] Kuhn, K.: *Inverse Steuerung piezoelektrischer Aktoren mit Hysterese-, Kriech- und Superpositionsoperatoren*, Dissertation, Aachen: Shaker, 2001.
- [Läp 11] Lämpel, V.: *Einführung in die Festigkeitslehre: Lehr- und Übungsbuch*, 3. verb. u. erw. Aufl., Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2011.
- [Läp 16] Lämpel, V.: *Einführung in die Festigkeitslehre: Lehr- und Übungsbuch*, 4. Aufl., Wiesbaden, u.a.: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016.
- [Len 01] Lenk, A.; Pfeifer, G.; Werthschützky, R.: *Elektromechanische Systeme: Mechanische und akustische Netzwerke, deren Wechselwirkungen und Anwendungen*, Berlin, u.a.: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2001.
- [Lin 06] Lindner, H.; Siebke, W.: *Physik für Ingenieure: Mit zahlreichen Tabellen und Beispielen*, 17. Aufl., München, Wien: Fachbuchverl. Leipzig im Carl-Hanser-Verl., 2006.
- [Liu 10] Liu, T., et al.: *Wearable Sensor System for Human Dynamics Analysis*. In: Milella Donato Di Paola, Annalisa; Cicirelli, Grazia (Hrsg.): *Mechatronic Systems Applications*. Kroatien: InTech, pp. 117–136
- [Liu 14] Liu, J., et al.: *Active design method for the static characteristics of a piezoelectric six-axis force/torque sensor*. In: *Sensors (Basel, Schweiz)*, No. 1, pp. 659–671, 2014.
- [Liu 92] Liu, J.; Zenner, H.: *Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept*. In: *Konstruktion*, Nr. 44, S. 9–17, 1992.
- [Mai 07] Maisch, M.: *Zuverlässigkeitsorientiertes Erprobungskonzept für Nutzfahrzeuggetriebe unter Berücksichtigung von Betriebsdaten*, Dissertation, Stuttgart: Universität Stuttgart, 2007.
- [Man 67] Manson, S. S.; Freche, J. C.; Ensign, C. R.: *Application of a double linear damage rule to cumulative fatigue*, Washington, DC: National Aeronautics and Space Administration, 1967.

- [Man 81] Manson, S. S.; Halford, G. R.: *Practical implementation of the double linear damage rule and damage curve approach for treating cumulative fatigue damage*. In: *Int. Journal of Fracture*, Vol. 17, No. 2, pp. 169–192, 1981.
- [Man 86] Manson, S. S.; Halford, G. R.: *Re-examination of cumulative fatigue damage analysis, an engineering perspective*, Washington, D.C., Springfield, Va.: National Aeronautics and Space Administration, 1986.
- [Mar 11] Martin, A.; Hinkelmann, C.; Esderts, A.: *Zur Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen im Zeitfestigkeitsbereich: Teil 1: Wie zuverlässig können 50%-Wöhlerlinien aus experimentellen Daten geschätzt werden?* In: *Materials Testing*, Nr. 53, S. 502–5012, 2011.
- [Mar 54] Marco, S. M.; Starkey, W. L.: *A Concept of Fatigue Damage*. In: *ASME*, No. 76, pp. 627–632, 1954.
- [Med 08a] o.V.: *Produktgruppe 24 "Prothesen" Hilfsmittelverzeichnis nach § 139 SGB V*, o.O.: Med. Dienst der Spitzenverbände der Krankenkassen, 2008.
- [Med 08b] o.V.: *Profilerhebungsbogen für die Versorgung mit Beinprothesen*, Essen: Med. Dienst der Spitzenverbände der Krankenkassen, 2008.
- [Mel 02] Melz, T.: *Entwicklung und Qualifikation modularer Satellitensysteme zur adaptiven Vibrationskompensation an mechanischen Kryokühlern*, Dissertation, Darmstadt: Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Darmstadt, 2002.
- [Mil 03] Milne, I.; Ritchie, R. O.; Karihaloo, B.: *Comprehensive structural integrity*, Amsterdam, Boston: Elsevier/Pergamon, 2003.
- [Mös 10] Möser, M.: *Messtechnik der Akustik*, Berlin, u.a.: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010.
- [Mül 14] Müller, C., et al.: *Zur Treffsicherheit der experimentellen Dauerfestigkeitsschätzung*. In: *Technical report series - Faculty of Mathematics/Computer Science and Mechanical Engineering Clausthal University of Technology*, Nr. 2, 2014.
- [Mül 99] Müller, S.: *Messungen an PZT-Keramiken*, Karlsruhe: FZKA, 1999.
- [Mül o.J.] Müller, J.: *Teilprojekt 3: FEM-Simulationen und Zuverlässigkeit von Advanced Packages*, Berlin: TU Berlin, Fakultät V, o.J.
- [Mur 14] Muro-de-la-Herran, A.; Garcia-Zapirain, B.; Mendez-Zorrilla, A.: *Gait analysis methods: An overview of wearable and non-wearable systems, highlighting clinical applications*. In: *Sensors (Basel, Schweiz)*, No. 2, pp. 3362–3394, 2014.
- [Nie 05] Niemann, G.; Höhn, B.-R.; Winter, H.: *Maschinenelemente: Band 1: Konstruktion und Berechnung von Verbindungen, Lagern, Wellen*, 4. bearb. Aufl., Berlin, u.a.: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2005.

- [Oeh 16] Oehler, S.: *Mobilitätsuntersuchungen und Belastungsmessungen an Oberschenkelamputierten*, Dissertation, Berlin: De Gruyter, 2016.
- [Ort 15a] o.V.: *smart pyramid*TM, URL: <http://orthocareinnovations.com/smart-pyramid/>, 2015, abgerufen am 06.11.2016: Orthocare Innovations, L. L.C.
- [Ort 15b] o.V.: *europa+*TM, URL: <http://orthocareinnovations.com/europa/>, 2015, abgerufen am 17.06.2017: Orthocare Innovations, L. L.C.
- [Ose 07] Ose, R.: *Elektrotechnik für Ingenieure: Bauelemente und Grundschaltungen mit PSpice*, Leipzig: Carl Hanser Verlag, 2007.
- [Ott 12] o.V.: *MOBIS - Das Ottobock Mobilitätssystem*, Duderstadt: Otto Bock HealthCare GmbH, 2012.
- [Ott 13] Otto Bock HealthCare GmbH, URL: <http://www.ottobock.com/de/paralympics/technologie/c-leg-beinprothesensystem/>, 2013, abgerufen am 06.11.2016: Otto Bock HealthCare GmbH.
- [Per 03a] Pertsch, P.: *Das Großsignalverhalten elektromechanischer Festkörperaktoren*, Dissertation, Ilmenau: ISLE, 2003.
- [Per 03b] Perry, J.: *Ganganalyse: Norm und Pathologie des Gehens*, München, Jena: Urban und Fischer, 2003.
- [Pla 09] Pläßmann, W.; Schulz, D.: *Handbuch Elektrotechnik: Grundlagen und Anwendungen für Elektrotechniker*, 5. korr. Aufl., Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag/GWV Fachverlage GmbH, 2009.
- [Pra 61] Prandtl, L., et al.: *Gesammelte Abhandlungen zur angewandten Mechanik, Hydro- und Aerodynamik*, Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1961.
- [Ptc 13] o.V.: *CREO Parametric -Materialdatenbank Simulate-: Version 2.0*, o.O.: PTC Inc., 2013.
- [Pur 91] Purz, R.; Mueller, M.: *Functional Anatomy of the foot*. In: *Orthopädie*, Nr. 20, S. 2–10, 1991.
- [Rad 03] Radaj, D.: *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau*, 2. erw. Aufl., Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2003.
- [Rad 07] Radaj, D.; Vormwald, M.: *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure*, 3. bearb. u. erw. Aufl., Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.
- [Ric 09] Richard, H. A.; Sander, M.: *Ermüdungsrisse: Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden*, Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2009.
- [Rie 12] Rieg, F.; Steinhilper, R.: *Handbuch Konstruktion*, München: Hanser, 2012.

- [Rös 12] Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*, 4. überarb. u. erw. Aufl., Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2012.
- [Sch 00] Schünke, M.: *Funktionelle Anatomie: Topographie und Funktion des Bewegungssystems*, Stuttgart, New York: Thieme, 2000.
- [Sch 03] Schmid, T.: *Laserinduzierte photoakustische Spektroskopie als Sensorprinzip: Anwendungen in der Prozess- und Umweltanalytik*, Dissertation, Berlin: Tenea, 2003.
- [Sch 07] Scheepers, C., et al.: *Ergotherapie: Vom Behandeln zum Handeln, Lehrbuch für die theoretische und praktische Ausbildung*, 3. überarb. u. erw. Aufl., Stuttgart: Thieme, 2007.
- [Sch 12] Schrüfer, E.; Zagar, B.; Reindl, L.: *Elektrische Messtechnik: Messung elektrischer und nichtelektrischer Größen*, 10. bearb. Aufl., München: Carl Hanser Verlag, 2012.
- [Sch 96] Schäufele, A.: *Ferroelastische Eigenschaften von Blei-Zirkonat-Titanat-Keramiken*, Düsseldorf: VDI-Verl., 1996.
- [Sie 08] Siemon, A.: *Qualitative und quantitative Analysen der linearen und nichtlinearen Schadensakkumulationshypothesen unter Einbeziehung der statistischen Versuchsplanung*, Dissertation, Kassel: Kassel University Press, 2008.
- [Son 05] Sonsino, C. M.: "Dauerfestigkeit" - Eine Fiktion. In: *Konstruktion*, Nr. 4, S. 87–91, 2005.
- [Ste 13] o.V.: *Inductors, Capacitors, Piezo Ceramics*, Neumarkt, Germany: Stelco GmbH, 2013.
- [Sti 10] Stierstadt, K.: *Thermodynamik: Von der Mikrophysik zur Makrophysik*, Berlin, u.a.: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010.
- [Sub 78] Subramanyan, S.; Srivatsavan, R.: *A Cumulative Damage Rule Based on Successive Reduction in Fatigue Limit*. In: *Journal of engineering materials*, Vol. 100, pp. 212–214, 1978.
- [Tao 12] Tao, W., et al.: *Gait Analysis Using Wearable Sensors*. In: *Sensors (Basel, Schweiz)*, No. 12, pp. 2255–2283, 2012.
- [Tic 10] Tichý Jan, et al.: *Fundamentals of Piezoelectric Sensorics: Mechanical, Dielectric, and Thermodynamical Properties of Piezoelectric Materials*, Berlin, u.a.: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010.
- [Vor 89] Vormwald, M.: *Anrißlebensdauervorhersage auf der Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse*, Dissertation, Darmstadt: Inst. f. Stahlbau u. Werkstoffmechanik, 1989.
- [Vöt 06] Vöth, S.: *Dynamik schwingungsfähiger Systeme: Von der Modellbildung bis zur Betriebsfestigkeitsrechnung mit MATLAB/SIMULINK*, Wiesbaden: Friedr. Vieweg & Sohn Verlag/GWV Fachverlage GmbH, 2006.

- [Wal 12] Wallmann, B.; Froböse, I.: *Vergleich der gesundheitlichen Auswirkungen von "3000 Schritte mehr am Tag" vs. geführte Spaziergänge*. In: *Deutsche Zeitschrift für Sportmedizin*, Nr. 3, S. 81–86, 2012.
- [Wan 07] Wang, Q.: *Piezoaktoren für Anwendungen im Kraftfahrzeug, Messtechnik und Modellierung*, Dissertation, Aachen: Shaker, 2007.
- [Win 06] Windisch, H.: *Thermodynamik: Ein Lehrbuch für Ingenieure*, 2. verb. Aufl., München: Oldenbourg, 2006.
- [Wul 09a] Wulff, W.; Borgwardt, J.: *Projekt: Beanspruchungsindikator für Prothesen: Kronenindikator: Weiterentwicklung und Erprobung beanspruchungssensitiver Elemente für exoprothetische Komponenten der unteren Extremität*, Abschlussbericht (unveröffentlicht), Berlin, 2009.
- [Wul 09b] Wulff, W.; Motschmann, S.: *Projekt: Beanspruchungsindikator für Prothesen: Piezogenerator: Weiterentwicklung und Erprobung beanspruchungssensitiver Elemente für exoprothetische Komponenten der unteren Extremität*, Abschlussbericht (unveröffentlicht), Berlin, 2009.
- [Wul 09c] Wulff, W.; Gallinger, S.: *Projekt: Beanspruchungsindikator für Prothesen: Elektrolyseindikator: Weiterentwicklung und Erprobung beanspruchungssensitiver Elemente für exoprothetische Komponenten der unteren Extremität*, Abschlussbericht (unveröffentlicht), Berlin, 2009.
- [Wul 11] Wulff, W.; Gallinger, S.: *Projekt Beanspruchungsindikator BINK für Prothesen der unteren Extremität*, Abschlussbericht (unveröffentlicht), Berlin, 2011.
- [Wul 15] Wulff, W.; Kraft, M.: *Entwicklung eines Gangsimulators für Beinprothesen: Development of a Test Device for Lower Limb Protheses (Gait Simulator)*. In: *Orthopädie Technik*, Nr. 8, o.S., 2015.
- [Zap 05] Zapf, B.; Schäll, M.; Klein, G.: *Sichere und wirtschaftliche Vorhersage der Ausfallwahrscheinlichkeit und Lebensdauer von Schraubenverbindungen sowie deren Risikobeurteilung*. In: *VDI Fachtagung am 5. und 6. Oktober 2005 in Dresden, Schraubenverbindungen - Berechnung, Gestaltung, Anwendung*, 2005.

